

LUT-YLIOPISTO  
LUT School of Energy Systems  
LUT Kone

*Mika Juvankoski*

## **MONITOIMIKOURAN ANALYYSIMENETELMÄT**

Tarkastajat Professori Timo Björk  
TkT Pasi Tanskanen

## **TIIVISTELMÄ**

LUT-Yliopisto  
LUT Energiajärjestelmät  
LUT Kone

Mika Juvankoski

### **Monitoimikouran analyysimenetelmät**

Diplomityö

2020

66 sivua, 40 kuvaa, 8 taulukko ja 19 liitettä

Tarkastaja: Professori Timo Björk  
TkT Pasi Tanskanen

Hakusanat: FE-analyysit, Hot Spot menetelmä, Tehollinen lovijännityksen menetelmä

Tässä työssä tutkittiin FE-analyysien soveltamista monitoimikouran kestoian mitoitukseen. Tavoitteena on tunnistaa ne rakenteen kriittiset liitokset, jotka määrittävät rakenteen väsymiskestoian. Rakenteen elinikää arvioidaan FEA:n avulla sekä rakenteellisen että tehollisen lovijännityksen ja Dong:in metodeilla.

Monitoimikouran analysoimiseksi tehtiin useita erilaisia malleja erilaisia kontakteja ja liitoksia hyödyntäen. Rakenteen analysoinnin tulokset määräytyvät merkittävästi siitä, miten kontaktit on laskentamalliin asetettu.

Rakenteen globaalista analyysimallista valittiin kriittisimmät kohdat tarkempaan tarkasteluun. Tarkasteluiden tavoitteena oli selvittää erilaisten mallinnustekniikoiden ja mitoitusmenetelmien soveltuvuutta monitoimikouran suunnitteluun ja tarjota lähtökodot tuleville kehityshankkeille.

Hitsattujen rakenteiden kestoikään vaikuttavat monet asiat. Kuormitusten tilastollisen rasitusjakauman selvittämiseksi vaaditaan käyttöolosuhteissa tehtäviä mittauksia. Hitsattujen rakenteiden väsymiseen vaikuttaa merkittävästi hitsin geometria. Todellisen geometrian vaikutus analyttisesti tehtyihin malleihin voi vaihdella huomattavasti molempiin suuntiin. Todellisen kestoian määrittämisen tekeminen vaatii sekä geometrian että rasiusten mittaamista käytettävästä laitteesta.

## **ABSTRACT**

LUT University  
LUT School of Energy Systems  
LUT Mechanical Engineering

Mika Juvankoski

### **Methods of analysis for Multifunctional Grab**

Master's thesis

2020

66 pages, 40 figures, 8 tables and 19 appendices

Examiner: Professor Timo Björk  
Dr. (Tech.) Pasi Tanskanen

Keywords: FE-analysis, Hot Spot – method, Effective notch tension method

The objective of this Thesis was to evaluate the lifetime of Multifunctional Grab with FE-analysis methods. The goal of the research work was defining the critical joints. The lifetime of the construction was then estimate by FEA and using the structural both effective notch stress and Dong's methods.

There were made several different analyses utilize contacts and joints of Multifunctional Grab. The results of analyses depend significantly of calculation model and contacts used in model.

From the global structure analysis model, the most critical points were selected for closer examination. The aim of the studies was to find out the suitability of different modeling techniques and dimensioning methods for the design of a Multifunctional Grap and to provide starting points for future development projects.

There are several issues that affect the welded structures lifetime. To achieve statistical stress distribution of loads needs to do some measurements under the conditions of use. The geometry of welding affect significantly to fatigue of welded structures. The real geometry strongly affects one way or another analytical models. The product lifetime determination demands both measurements geometry and fatigue the device under test.

## **ALKUSANAT**

Tämä diplomityö on tehty Lappeenrannan teknillisen yliopiston MEC ohjelmassa, joka on suunnattu työnohessa suoritettavaksi. Työn suorittaminen on ollut haastavaa työn ohessa ja haluankin kiittää perhettäni avusta ja kannustuksesta. Isältäni olen saanut paljon arvokkaita neuvoja käytännön asioissa. Suurin kiitos kuitenkin kuuluu vaimolleni Sadulle ja tätä työtä kirjoittaessa syntyneelle tyttärelleni Jennille ymmärryksestä ja tukemisesta työn valmiiksi saattamisessa. Haluan myös esittää suuret kiitokset työtäni ohjanneille henkilöille.

*Mika Juvankoski*

Mika Juvankoski

Jokioisilla 9.6.2020

## SISÄLLYSLUETTELO

|  |           |
|--|-----------|
| <b>TIIVISTELMÄ</b> .....                             | <b>1</b>  |
| <b>ABSTRACT</b> .....                                | <b>2</b>  |
| <b>ALKUSANAT</b> .....                               | <b>3</b>  |
| <b>SISÄLLYSLUETTELO</b> .....                        | <b>5</b>  |
| <b>SYMBOLILUETTELO</b> .....                         | <b>7</b>  |
| <b>1 JOHDANTO</b> .....                              | <b>9</b>  |
| 1.1 Tutkimuksen tausta .....                         | 9         |
| 1.2 Tavoite .....                                    | 10        |
| 1.3 Rajaukset.....                                   | 10        |
| <b>2 LUJUUSHYPOTEEESIT</b> .....                     | <b>11</b> |
| 2.1 Von Mises myötöehto .....                        | 12        |
| 2.2 Maksimipääjännityshypoteesi.....                 | 12        |
| <b>3 VÄSYMISTARKASTELU MENETELMÄT</b> .....          | <b>14</b> |
| 3.1 Nimellisen jännityksen menetelmä .....           | 16        |
| 3.2 Rakenteellisen jännityksen menetelmä .....       | 17        |
| 3.2.1 Lineaarinen ekstrapolointi .....               | 20        |
| 3.2.2 Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli ..... | 21        |
| 3.2.3 Dong:in menetelmä .....                        | 22        |
| 3.3 Tehollisen lovijännityksen menetelmä .....       | 24        |
| 3.4 Murtumismekaniikka .....                         | 26        |
| 3.5 Muuttuva-amplitudinen kuormitus .....            | 28        |
| <b>4 SIMULOINTIMALLI</b> .....                       | <b>32</b> |
| 4.1 Elementtimenetelmä .....                         | 33        |
| 4.2 Kuormitukset ja reunaehdot.....                  | 34        |
| 4.3 Kontaktit .....                                  | 36        |
| 4.4 Verkotus ja elementtityypit.....                 | 39        |
| <b>5 TULOKSET</b> .....                              | <b>42</b> |
| 5.1 Globaalin mallin siirtymät .....                 | 42        |
| 5.2 Globaalin mallin jännitykset .....               | 43        |

|          |   |           |
|----------|---|-----------|
| 5.3      | Pintaa pitkin lineaarisoinnalla.....      | 45        |
| 5.4      | Paksuuden yli lineaarisointi .....        | 49        |
| 5.5      | Dongin menetelmällä.....                  | 51        |
| 5.6      | Tehollisen loviännityksen menetelmä ..... | 53        |
| <b>6</b> | <b>TULOSTEN TARKASTELU .....</b>          | <b>56</b> |
| <b>7</b> | <b>YHTEENVETO .....</b>                   | <b>63</b> |
|          | <b>LÄHTEET .....</b>                      | <b>65</b> |
|          | <b>LIITTEET</b>                           |           |

## SYMBOLILUETTELO

|           |  |
|-----------|--|
| $a$       | Särönpituus [mm]   |
| $a_c$     | Särön kriittinen koko [mm]   |
| $a_f$     | Lopullinen särökoko [mm]   |
| $a_i$     | Alkusärö koko [mm]   |
| $C$       | Parisin lain materiaalivakio $R \neq 0$ [ $\frac{mm/sykli}{(MPa\sqrt{m})^m}$ ] |
| $C_0$     | Parisin lain materiaalivakio [ $\frac{mm/sykli}{(MPa\sqrt{m})^m}$ ]            |
| $D$       | Väsymisvaurio  |
| $da/dN$   | Särönkasvunopeus jännitysjaksoa kohden [mm/sykli]                              |
| $D_d$     | Miner sääntö   |
| $E$       | Materiaalin kimmokerroin [MPa]   |
| $F$       | Rakenteen geometrian ja suhteellisesta särökoosta muodostuva kerroin [-]       |
| $F_n$     | Normaalivoima [N]  |
| $FAT$     | Liitoksen väsymisluokka [MPa]  |
| $j$       | Kynnysarvon yläpuolella oleva ensimmäinen jännitysluokka [MPa]                 |
| $K_I$     | Murtumismekaniikan jännitysintensiiteetti kerroin [ $MPa\sqrt{m}$ ]            |
| $k_n$     | Normaalivoiman jäykkyyskerroin [-]   |
| $m$       | S-N-käyrän kaltevuus [-]   |
| $N$       | Kestoikä [työkiertoa]  |
| $N_i$     | Kuormitus kerojen määrä [kpl]  |
| $N_{ref}$ | Referenssi kestoikä [sykliä]   |
| $N_{Rd}$  | Kestoiän mitoitusarvo [sykliä]   |
| $N_{th}$  | $10^7$ kuormanvaihtoa vastaava raja-arvo [sykliä]                              |
| $N_{Ei}$  | Jännitysheilahdusten lukumäärä [-]   |
| $R$       | Jännityssuhde [-]  |
| $R_m$     | Vetomurtolujuus [MPa]  |
| $r$       | Pyörityssäde [mm]  |
| $s$       | Kolmiaksisiaalisuuskerroin [-]   |
| $t$       | Ainepaksuus [mm]   |
| $x_p$     | Tunkeuman suuruus [mm]   |

|                      |  |
|----------------------|--|
| $\varepsilon_y$      | Venymä y-akselin suuntaan [-]                                |
| $\varepsilon_x$      | Venymä x-akselin suuntaan [-]                                |
| $\varepsilon_{hs}$   | Hot-spot venymä [-]  |
| $\nu$                | Poisonin vakio [-]   |
| $\rho$               | Hitsin rajaviivan todellinen pyöristyssäde [mm]              |
| $\rho_f$             | Hitsin rajaviivan fiktiivinen pyöristyssäde [mm]             |
| $\rho^*$             | Mikrorakenne kerroin [-]                                     |
| $\sigma_1$           | Suurin pääjännitys [MPa]                                     |
| $\sigma_m$           | Kalvojännitys [MPa]  |
| $\sigma_b$           | Taivutusjännitys [MPa]                                       |
| $\sigma_{nom}$       | Nimellinen jännitys [MPa]                                    |
| $\sigma_{hs}$        | Rakenteellinen jännitys [MPa]                                |
| $\sigma_{ln.eff}$    | Tehollinen lovijännitys [MPa]                                |
| $\sigma_{nl}$        | Lovijännityskomponentti [MPa]                                |
| $\Delta\sigma_i$     | Jännitysheilahduksen suuruus [MPa]                           |
| $\Delta\sigma_C$     | Väsymislujuusluokka [MPa]                                    |
| $\Delta\sigma_{ekv}$ | Ekvivalentti jännitys [MPa]                                  |
| $\Delta K$           | Jännitysintensiteettikerroin [ $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ] |
| $\Delta S$           | Jännitysten vaihteluväli [MPa]                               |
| $\gamma$             | Materiaalivakio [-]  |
| $\gamma_{Ff}$        | Väsymismitoituksen kuormituksen osavarmuusluku [sykliä]      |
| $\lambda$            | Lagrangen kerroin [-]  |
| $\delta$             | Referenssitason etäisyys [mm]                                |
| $\tau_{xy}$          | Leikkausjännitys [MPa]                                       |



# 1 JOHDANTO

Maataloudessa ja koneurakoinnissa vaaditaan yhä kustannustehokkaampia ja paremman hyötysuhteen omaavia työkoneita ja apulaitteita. Tämä on osaltaan seurausta globalisaation ja teknologian nopeasta kehittämisestä, jotka asettavat suuria vaatimuksia tuotteiden kilpailukyvyille. Kehityksen seurauksena on syntynyt uusia laiteratkaisuja, joilla pyritään kasvattamaan työn tehokkuutta ja kannattavuutta. Traktorin kytkettyjen laitteiden paino on suoraan verrannollinen polttoainekustannuksiin sekä laitteen hyötykuormaan. Traktoreiden tehojen kasvaessa kasvavat samassa suhteessa myös apulaitteiden lujuus- ja toimintavaatimukset. Traktoriin kiinnitettävien apulaitteiden rasitukset ovat usein usean erilaisen rasituksen yhdistelmiä koneen käyttötavasta ja -olosuhteista määräytyen. Rasitukset voidaan jakaa kahteen ryhmään; staattisiin ja väsyttäviin. Staattiset rasitukset syntyvät esimerkiksi paikallaan olevan taakan vaikutuksesta ja väsyttävät rasitukset syntyvät, kun kuormitus vaihtelee vedon ja puristuksen molemmilla puolilla. Rasitusten selvittämisen avuksi voidaan ottaa FE-analyysit sekä todellisten kuormitusten selvittämiseen kenttämittaukset.

## 1.1 Tutkimuksen tausta

Tämän diplomityön tarkoituksena on selvittää tilaavan yrityksen suunnitteleman ja valmistaman monitoimikouran rakenteen kriittiset detaljit ja jännitykset.

Työn lähtökohtana on yrityksen nykyinen tuote, jonka jännitykset halutaan selvittää FE-analyysien avulla. Analyysien tuloksista arvioidaan rakenteen kestoikiä. Monitoimikouran malli on suojattu, eikä vastaavaa tuotetta vielä ole muilla valmistajilla markkinoilla. Uuden tuotteen saattaminen markkinoille mahdollisimman toimintavarmana on erityisen tärkeää, sillä se antaa myös valmistajalle etumatkaa kilpailussa.

Monitoimikoura on tarkoitettu kiinnitettäväksi traktorin etukuormaimen tai vastaavaan laitteistoon muihin työkoneisiin. Monitoimikouralla voidaan kuljettaa ja lastata esimerkiksi maakiviä, rehua, lantaa, puita ja niin edelleen. Monitoimikoura koostuu kolmesta osakoonpanosta; alarunko, ylärunko ja yläpiikit.

Tutkimuskysymykset ovat: *Mitkä ovat rasitukset rakenteen kriittisissä detaljeissa? Mikä on rakenteen kestoikä eri menetelmillä tarkasteltuina?*

## 1.2 Tavoite

Työn tavoitteena on luoda monitoimikourasta FE-analyysimalli, joka vastaa nivelten ja kontaktien osalta mahdollisimman hyvin todellista rakennetta. FE-mallista selvitetään rakenteen jännitysjaakaumat eri komponenttien osalta. Selvitettyjen jännitysten perusteella lasketaan tuotteen väsymiskestoikä eri menetelmiä hyödyntäen. Teoriaosuus käsitellään myös siinä laajuudessa, että sitä voidaan hyödyntää tulevaisuudessa tuotteiden jatkokehityksessä. Tästä syystä teoriaosuudessa käsitellään myös nimellisen jännityksen menetelmä ja murtumismekaniikka, vaikka niitä ei tässä työssä laskelmissa käytetä. Näiden edellä kuvattujen teemojen perusteella muodostuu edellä mainitut tutkimuskysymykset.

## 1.3 Rajaukset

Tässä diplomityössä tarkastellaan tuotetta vain niiden kriittisten rakenneyksityiskohtien osalta, jotka kirjoittaja on katsonut riskitekijöiksi. Työssä ei oteta kantaa mahdollisten muiden valmistajien komponentteihin, tai erilaisiin työkoneisiin, joihin laite kiinnitetään. Monitoimikouran tarkastelujen suurimpana kuormituksena käytetään 30000 N, joka on myös käyttöohjeessa suurin sallittu nostettava kuorma.

## 2 LUJUUSHYPOTEEESIT

Rakenteen kestävyydelle asetetaan monia erilaisia vaatimuksia. Rakenteet on mitoitettava ja suunniteltava niin, että näiden lopputuloksena saadaan teknisten ja taloudellisten näkökulmien kannalta kannattavin lopputulos. (Salmi & Pajunen 2010)

Rakenteet on suunniteltu erilaisiin käyttöolosuhteisiin, joten korroosion ja muiden ympäristöolosuhteiden vaikutukset on otettava mitoituksessa huomioon. (Salmi & Pajunen 2010)

Rakenteiden mitoitukset perustavat tietämykseen tai oletukseen siitä, milloin rakenteet vaurioituvat. Rakenne voi vaurioitua usealla erilaisella tavalla. Materiaalien myötäämisen, väsymisen tai murtumisen kattavaa teoriaa ei ole vielä kehitetty. (Salmi & Pajunen 2010)

Erityyppisille materiaaleille, kuten sitkeille tai hauraille materiaaleille on kuitenkin kehitetty lujushypoteeseja. (Salmi & Pajunen 2010)

Materiaalin lujusopillisen käyttäytymisen perustapauksena voidaan pitää aksiaalista jännitystilaa, tällöin voidaan pitää ainoana jännityskomponenttina normaalijännitystä  $\sigma$ . Homogeenisen ja isotrooppisen materiaalin jännitysten suhdetta vastaa isotrooppinen venymä  $\epsilon$ . Edellä mainittujen yhteyttä mitataan jännitysvenymä käyrässä, joka saadaan aineenkoetus-standardin mukaisella vetokokeella. (Salmi & Pajunen 2010)

Materiaalin jännitystila sisältää yleensä useita jännityskomponentteja. Tilanne, jossa materiaalissa vallitsee useita jännityskomponentteja, kutsutaan moniaksaaliseksi jännitystilaksi. Moniaksaaliseen jännitystilaan on kehitetty useita teorioita, joita kutsutaan jännityshypoteeseiksi. (Salmi & Pajunen 2010)

Tilanteessa, jossa materiaalissa vaikuttaa useampia jännitystiloja voidaan materiaalin myötäämisen alkamiseksi ottaa käyttöön vertailujännitys. Vertailujännitys tarkoittaa sen aksiaalisen vetotilan pääjännitystä, jolla on sama varmuusluku kyseisen myötäämisen suhteen. Vertailujännityksiä vertaillaan yleisemmin materiaalin myötörajaan. (Salmi & Pajunen 2010)

## 2.1 Von Mises myötöehto

Kappaleessa vaikuttavan pisteen yleinen jännitystila voidaan jakaa pallomaiseen osaan ja deviaattoriosaan. Materiaalielemtin tilavuuden laajeneminen liittyy pallomaiseen osaan ja deviaattoriosuus perustuu elementin muodon vääristymiseen. Dilataatiossa eli materiaalielemtin tilavuuden laajentuessa muuttuvat materiaalielemtin särmien pituus ja elementin tilavuus, mutta elementti kuitenkin säilyttää muotonsa. Distortiossa elementin tilavuus ei muutu, mutta nurkkasärmäparit liukuvat. (Salmi & Pajunen 2010)

Materiaalielemtin laajeneminen ei liity sitkeän materiaalin leikkaantumisiilmiöön, vaan tähän vaikuttaa ainoastaan elementin muodon vääristyminen. (Salmi & Pajunen 2010)

Kimmoisen materiaalin kuormituksissa syntyy siihen muodonmuutoksia. Jännityskentän tekemä työ varastoituu kappaleeseen kimmoenergiaksi. Kimmoenergiasta osa liittyy tilavuuden muuttamiseen ja loput menevät muodonvääristämiseen. Deviaattoriosuuden tekemä työ varastoituu kappaleeseen muodonvääristymisenergiaksi, jonka tilavuustiheyttä sanotaan kappaleen pisteen vääristymisenergiatiheydeksi. (Salmi & Pajunen 2010)

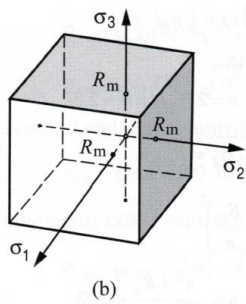
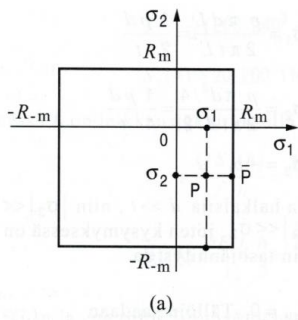
Von mises myötöehto on: ”Materiaali myötää sellaisessa pisteessä, jossa pisteen vääristymisenergiatiheys saavuttaa kyseiselle materiaalille myötäämisen suhteen kriittisen arvon.” (Salmi & Pajunen 2010)

## 2.2 Maksimipääjännityshypoteesi

Maksimipääjännityshypoteesin mukaan: Materiaali murtuu pisteessä, jossa jännitystilan suurin pääjännitys  $\sigma_1$  saavuttaa vetomurtolujuuden  $R_m$  tai pienen pääjännitys  $\sigma_{III}$  saavuttaa puristusmurtolujuuden  $R_{-m}$ . (Salmi & Pajunen 2010)

Maksimipääjännityshypoteesin mukaan materiaalin vaurio on riippuvainen vain jännitystilan yhdestä pääjännityksestä. (Salmi & Pajunen 2010)

Maksimipääjännityshypoteesin mukaan materiaali vaurioituu, kun materiaalissa vaikuttavan pisteen pääjännitysten yhdistelmä  $\sigma_1, \sigma_2$  on murtopinnalla. Materiaali ei vaurioidu, jos pääjännitysten yhdistelmä  $\sigma_1, \sigma_2$  on murtokäyrän sisäpuolella. (Salmi & Pajunen 2010)



**Kuva 1.** Murtokäyrä (a) Murtopinta (b) (Salmi & Pajunen 2010)

### 3 VÄSYMISTARKASTELU MENETELMÄT

Hitsattujen teräsrakenteiden kestoikää rajoittavat käyttötilassa esiintyvät särönkasvuilmiöt. Rakenneosan käyttöikä voidaan katsoa olevan loppuun käytetty, silloin kun säröt ovat kasvaneet niin suuriksi, että syntyy murtumisvaara, tai rakenne tulee särönkasvun seurauksena käyttökelvottomaksi. (Björk et al. 2014)

Hitsatuilla rakenteilla ominaisia piirteitä ovat geometriset epäjatkuvuudet ja valmistusvaiheessa syntyvät hitsausvirheet, jotka johtavat pienten alkusäröjen ydintymiseen ja vähittäiseen kasvuun käytön aikana. Väsyminen on siis särönkasvuilmiö, joka aiheutuu toistuvista käyttönaikaisista jännitysheilahduksista. (Björk et al. 2014)

Jännitysheilahdus tarkoittaa jännitysten suurimman ja pienimmän arvon erotusta  $\Delta\sigma$  joka onkin tärkein väsymisen mitoitettava tekijä. Vakioamplitudisen kuormituksen tapauksessa jännitysheilahdus voidaan laskea kaavalla 1. (Niemi 2003)

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (1)$$

Hitsattujen teräsrakenteiden yhteydessä muuttuva-amplitudinen kuormitus on kuitenkin huomattavasti yleisempää, kuin vakioamplitudinen kuormitus. Muuttuva-amplitudinen kuormitus on seurausta useista tekijöistä, kuten esimerkiksi kuormitusten sijainnin ja suuruuden vaihteluista. (Niemi 1996)

Väsymisanalyysin perustana onkin tuotteen käyttöaikana esiintyvien erilaisten jännitysheilahdusten kumulatiivinen vaikutus. Kuormitushistoriasta saadaan selville jännitysheilahdusten esiintymisjakaumat käyttämällä tähän sopiva luokitus algoritmia kuten Rainflow- menetelmää tai vesisäiliö analogiaa. (Niemi 2003)

Staattisiksi jännityksiksi voidaan luokitella vakioina pysyvien kuormien aiheuttamat jännitykset ja jäännösännitykset. Linearisesti käyttäytyvillä rakenteilla staattiset jännitykset ei-

vät vaikuta jännitysheilahdusten suuruuteen. Pysyvät kuormitukset tulee huomioida jännitysheilahduksiin ainoastaan, jos rakenteen siirtymät ovat niin suuria, että rakenteen voidaan katsoa käyttäytyvän epälineaarisesti. (Niemi 1996)

Väsymistarkastelut voidaan tehdä neljän vaihtoehdoisen menetelmän avulla. Menetelmät perustuvat seuraaviin jännityssuureisiin.

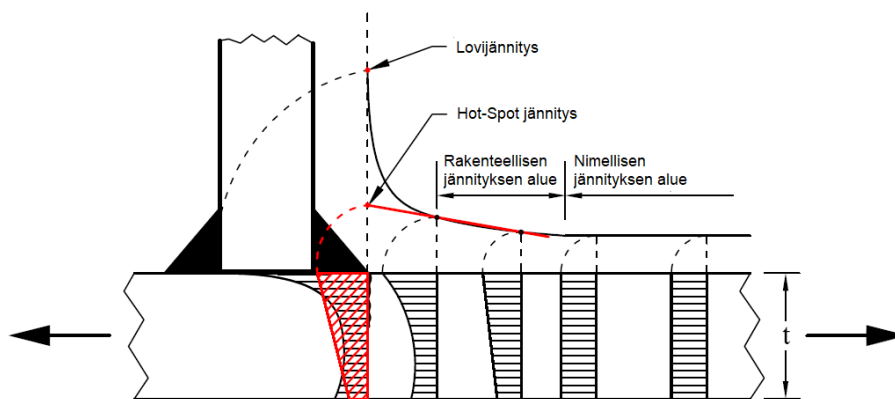
- \* Nimellinen jännitys  $\sigma_{nom}$
- \* Rakenteellinen eli hot-spot jännitys  $\sigma_{hs}$
- \* Tehollinen lovijännitys  $\sigma_{ln.eff}$
- \* Murtumismekaniikan jännitysintensiiteettikerroin  $K_I$

Menetelmät ottavat geometrisiä epäjatkuvuuskohtia huomioon taulukossa 1 esitetyllä tavalla.

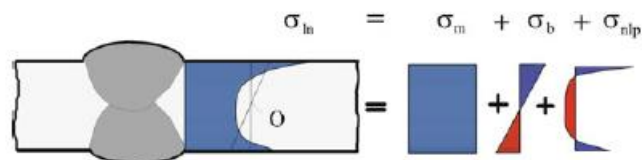
Taulukko 1. Jännityssuureiden laskennassa huomioon otettavat epäjatkuvuudet. (Muokattu lähteestä Niemi 2003)

| Jännitys suure  | Makro geometria | Muotovirhe | Rakenteellinen epäjatkuvuus | Paikallinen lovi | Alkusärön koko |
|---|-----------------|------------|-----------------------------|------------------|----------------|
| $\sigma_{nom}$  | X               | *          |                             |                  |                |
| $\sigma_{hs}$   | X               | X          | X                           |                  |                |
| $\sigma_{ln.eff}$   | X               | X          | X                           | X                |                |
| $K_I$   | X               | X          | X                           | X                | X              |
| * Vain tyypillistä muotovirhettä suuremman virheen lisävaikutus otetaan tarvittaessa huomioon |                 |            |                             |                  |                |

Väsymismitoituksessa käytettävät jännitystyyppit käydään läpi seuraavissa luvuissa. Kuvassa 2 on esitetty eri jännitystyyppien jakaantuminen rakenteessa ja kuvassa 3 on esitetty hitsin rajaviivalla esiintyvien jännitysten jako komponentteihin.



**Kuva 2.** Jännitystyyppien jakaantuminen rakenteessa. (Muokattu lähteestä Mustafa 2012)

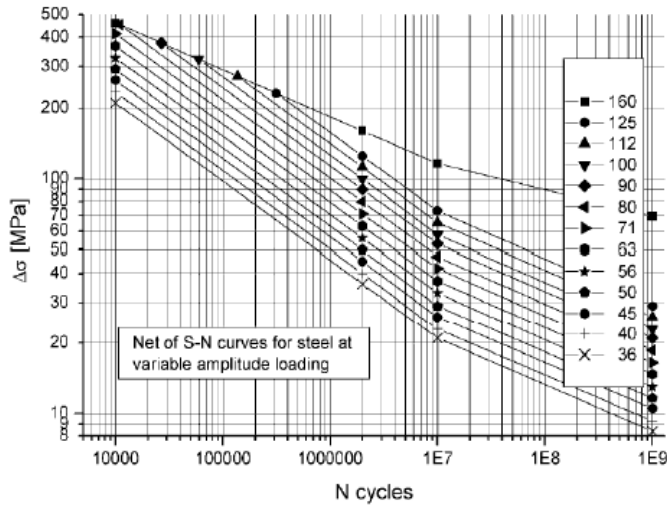


**Kuva 3.** Jännityskomponentit.  $\sigma_m$  kalvojännityskomponentti,  $\sigma_b$  taivutusjännityskomponentti ja  $\sigma_{nl}$  hitsin epälineaarinen jännityspiikki. (Muokattu lähteestä Niemi, Wolfgang & Maddox 2006)

### 3.1 Nimellisen jännityksen menetelmä

Nimellisen jännityksen laskentamenetelmä perustuu S-N-käyriin, joiden tulokset on saatu erilaisilla hitsatulla koessaiuilla tehdyistä väsytykokeista. Koekappaleet ovat sisältäneet erilaisia epäjatkuvuuskohtia sekä erityyppisiä hitsejä, mutta makrogeometrisiä tekijöitä näissä ei ole huomioitu. (Niemi 1996; Niemi 2003) Materiaalin myötölujuudella ei ole vaikutusta S-N-käyriin, vaan ne on laadittu väsymislujuusluokan  $\Delta\sigma_c$  eli FAT arvon perusteella, jotka ovat porrastettu geometrisen sarjan mukaan välillä 36... 160 MPa niin, että seuraavan FAT-luokan arvo on 12 % edellistä suurempi. (Niemi 2003) FAT-luokan perustana ovat jännitysvaihtelut, jolla liitos kestää  $2 \times 10^6$  kuormanvaihtoa. (Hobbacher 2008) Kuvasssa 4 on esitetty muuttuva-amplitudisen kuormituksen S-N-käyrä. Menetelmässä sovellettava jännitystenheilähdus  $\Delta\sigma$  lasketaan nimelliseen menetelmään perustuen tavanomaisilla lujuusopin kaavoilla.





**Kuva 4.** Muuttuva-amplitudisen kuormituksen S-N-käyrä. (Hobbacher 2008)

Nimellisen jännityksen määrittäminen elementtimenetelmällä tehdyistä laskelmista on yleensä haastavaa, jos mallinnuksessa on rakenteellisia epäjatkuvuuskohtia. S-N-käyrissä on otettu huomioon sekundääriset taivutusjännitykset ja kalvojännityskeskittymät.

Elementtimallissa ei vaadita kovin tarkkaa verkotusta ja jännitykset on luettava sopivilta etäisyyksiltä epäjatkuvuuskohdista St. Venant'in periaatteella. Elementtimallista kannattaa jättää pois sellaiset detaljit, joilla ei ole vaikutusta nimellisiin jännityksiin. (Niemi 2003)

S-N- käyriin perustuen voidaan rakenteen kestoikä laskea yhtälön (2) mukaisesti, kun ensin on selvitetty liitoksen FAT- luokka. (Hobbacher 2008)

$$N = \left( \frac{FAT}{\gamma_0 \cdot \Delta \sigma_{ekv}} \right)^m 2 * 10^6 \quad (2)$$

### 3.2 Rakenteellisen jännityksen menetelmä

Rakenteellinen jännitys vaikuttaa poikittain hitsin rajaviivan nähden materiaalin pinnalla. Rakenteellinen jännitys sisältää taulukossa 1 esitetyt jännitystä korottavat geometriset vaikutukset, lukuun ottamatta paikallista lovivaikutusta ja alkusäröä. Rakenteellisen jännityksen arvoa kriittisessä kohdassa hitsin rajaviivalla nimitetään hot-spot jännitykseksi  $\sigma_{hs}$  kuva

2. Paikallinen loven vaikutus  $\sigma_{nlp}$  ei sisälly hot-spot jännitykseen, joten hot-spot jännityksen voidaan olettaa jakautuneen lineaarisesti paksuuden yli muodostuen kalvojännityksestä  $\sigma_m$  ja kuoren taivutusjännityksestä  $\sigma_b$  kuvan 3 mukaisesti. Se voidaan laskea näiden summasta yhtälöllä (3). (Niemi 2003)

$$\sigma_{hs} = \sigma_m + \sigma_b \quad (3)$$

Rakenteellisen jännityksen menetelmä soveltuu hyvin tapauksissa, joissa rakenteen geometria on monimutkainen tai rakenteelle ei ole määritetty FAT-luokkaa nimellisen jännityksen menetelmän mukaisesti. Rakenteellinen jännitys voidaan määrittää esimerkiksi ekstrapoloidulla pinnan suuntaisesti tai lineaarisoimalla paksuuden yli. Seuraavissa kappaleissa tarkastellaan näitä menetelmiä. (Hobbacher 2008)

Hot-spot jännitysten määrittäminen perustuu yleensä lineaarisesti käyttäytyvään materiaalmalliin, koska myös suunnittelunormit perustuvat lineaariseen materiaalikäyttäytymiseen. Hot-spot jännitysten määrittämisessä yleensä halutaan saada selville jännitysten vaihteluväli yhtälön (1) mukaisesti. Tämä edellyttää, että analysoitavalle rakenteelle vaaditaan ainakin kaksi kuorimitustapausta, jotta jännitysten vaihteluväli saadaan laskettua. (Niemi, Wolfgang & Maddox 2006)

Tässä työssä jännitysten analysoinniksi joudutaan tekemään useampia analysointimalleja, jotta hot-spot jännitykset saadaan määritettyä. Analysoitava rakenne verkotetaan ensin karkealla verkotuksella, jonka perusteella saadaan määritettyä jännityskeskittymien sijainnit, joiden perusteella voidaan luoda alimallit, jotka verkotetaan tiheämmällä verkotuksella hot-spot jännitysten määrittämiseksi.

Hot-spot jännitykset voidaan määrittää käyttämällä kuori- tai solid-elementtejä. Kuorielementeillä suositellaan käytettäväksi 8 solmuisia elementtejä, erityisesti suurten jännitysgradienttien alueilla. Solid-elementeiksi suositellaan 20-solmuista optiota, jolloin yksikin elementti levyn paksuudelle riittää. Kuorielementeillä hitsejä ei ole välttämätöntä mallintaa, mutta solid-elementeillä tämä on suositeltavaa. (Niemi, Wolfgang & Maddox 2006)

Suurissa malleissa voidaan laskenta-aikojen takia joutua käyttämään myös karkeampia verkotuksia, kuin mitä tässä työssä käsitellään. Taulukossa 2 on esitetty suositellut ekstrapolointipisteet, verkotuksen ja elementtityyppien suhteen.

Taulukko 2. Suositeltu verkotus ja ekstrapolointi pisteet (Muokattu lähteestä Hobbacher 2008)

| Verkotuksen ja hot spotin tyypit |        | Karkea verkotus               |                               | Tarkka verkotus                  |                                     |
|----------------------------------|--------|-------------------------------|-------------------------------|----------------------------------|-------------------------------------|
|                                  |        | Tyyppi a                      | Tyyppi b                      | Tyyppi a                         | Tyyppi b                            |
| elementti<br>koko                | Kuori  | txt, maks<br>txL/2*           | 10mmx10mm                     | ≤0.4txt tai<br>txL/2*            | ≤4mmx4mm                            |
|                                  | Solidi | txt, maks<br>txL*             | 10mmx10mm                     | ≤0.4txt tai<br>txL/2*            | ≤4mmx4mm                            |
| Ekstrapolaatio<br>pisteet        | Kuori  | 0.5t/1.5t<br>(keski-solmut)** | 5mm/15mm<br>(keski-solmut)    | 0.4t/1.0t<br>(solmu jännitykset) | 4mm/8mm/12mm<br>(solmu jännitykset) |
|                                  | Solidi | 0.5t/1.5t (pinnan keskeltä)   | 5mm/15mm<br>(pinnan keskeltä) | 0.4t/1.0t<br>(solmu jännitykset) | 4mm/8mm/12mm<br>(solmu jännitykset) |

\* Pituussuuntainen kiinnityspaksuus + 2 hitsin z-mitta

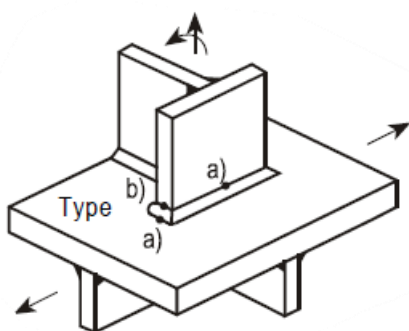
\*\* Päittäishitseissä pinnan keskeltä, jos hitsiä ei ole mallinnettu

Rakenteellisen jännityksen kestoian määrittäminen perustuu rakenteelliselle jännitykselle tarkoitettuihin S-N-käyriin. Käyrät eroavat nimellisen jännityksen menetelmän käyristä FAT-luokan osalta. FAT-luokka sisältää geometrian vaikutuksen tuloksiin ja niitä on käytössä arvoissa 90 ja 100. Hot-spot menetelmän mukainen kestoikä voidaan laskea yhtälöllä (4) (Niemi, Wolfgang & Maddox 2006)

$$N = \left(\frac{FAT_{hs}}{\Delta\sigma_{hs}}\right)^m * 2 * 10^6 \quad (4)$$

### 3.2.1 Lineaarinen ekstrapolointi

Hot-spot jännitykset jaetaan kuvan 5 mukaisesti kahteen tyyppi a- ja b. Tyypin a- tapauksessa hitsin epälineaarinen komponentti voidaan olettaa olevan riittävällä tarkkuudella hävinnyt etäisyydellä  $0.4t$  hitsin rajaviivasta ja jännitys jakauma oletetaan lähes lineaariseksi. Rakenteellinen jännitys kasvaa lineaarisesti lähestyttäessä hitsin rajaviivaa, jolloin ekstrapolointipisteet voidaan määrittää  $0.4t$  ja  $t$  etäisyyksille hitsin rajaviivasta. (Niemi, Wolfgang & Maddox 2006)



**Kuva 5.** Hot-spot tyypit. (Hobbacher 2008)

Hot-spot jännitykset saadaan laskettua hot-spot venymistä  $\varepsilon_{hs}$  yhtälön (5) mukaisella ekstrapoloinnilla. (Hobbacher 2008)

$$\varepsilon_{hs} = 1.67 \varepsilon_{0.4t} - 0.67 \varepsilon_{1.0t} \quad (5)$$

Laskettaessa jännityksiä levystä, joka on suhteellisen jäykällä elastisella alustalla, jännityksen kasvaminen tapahtuu epälineaaraisesti kohti hitsin rajaviivaa. Tällaisissa tapauksissa lineaarinen ekstrapolointi ei kuvaisi todellista hot-spot jännityksen suuruutta. Näissä tilanteissa onkin suositeltavampaa käyttää kolmen ekstrapolointi pisteen menetelmää, jolloin laskettavat etäisyydet ovat  $0.4t$ ,  $0.9t$ , sekä  $1.4t$ , yhtälön (6) mukaisesti. (Niemi, Wolfgang & Maddox 2006)

$$\sigma_{hs} = 2.52 \sigma_{0.4t} - 2.24 \sigma_{0.9t} + 0.72 \sigma_{1.4t} \quad (6)$$

Hot-spot jännitysten suhde hot-spot venymiin voidaan laskea Hooken lain mukaisella perusyhtälöllä (7). Kaksiaksaalisessa jännitystilassa rakenteen jännitykset voivat olla noin 10 % suurempia, joten jännitykset on laskettava yhtälöllä (8), jossa  $E$  on materiaalin kimmokerroin,  $\varepsilon_{hs}$  hot-spot venymä,  $\nu$  on poisonin vakio,  $\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x}$  poikittais- ja pitkittäisvenymien suhde. (Niemi, Wolfgang & Maddox 2006)

$$\sigma_{hs} = E \varepsilon_{hs} \quad (7)$$

$$\sigma_{hs} = E \varepsilon_{hs} \frac{1+\nu \frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x}}{1-\nu} \quad (8)$$

Tyyppin b hot-spot:issa hitsin rajaviivan jännitykset eivät ole riippuvaisia pohjalevyn paksuudesta, joten ekstrapolaatiopisteitä ei voida määrittellä edellä esitetyn tavan mukaisesti, vaan käyttöön otetaan kolme absoluuttista etäisyyttä hitsin rajaviivalta, jotka ovat 4 mm, 8 mm ja 12 mm. Tyyppin b hot-spot voidaan nyt laskea yhtälön (9) esittämällä tavalla. (Niemi, Wolfgang & Maddox 2006)

$$\sigma_{hs} = 3\sigma_{4mm} - 3\sigma_{8mm} + \sigma_{12mm} \quad (9)$$

### 3.2.2 Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli

Lineaarinen ekstrapolointi perustuu jännitys jakauman integrointiin hitsinrajaviivan kohdalta levyn paksuuden yli. Jännitys jakauman selvittäminen on mahdollista ainoastaan FE-menetelmällä. Hitsin rajaviivan Hot-spot jännitys voidaan ratkaista yhtälön (3). Kalvojännityskomponentti  $\sigma_m$  ja taivutusjännityskomponentti  $\sigma_b$  voidaan ratkaista yhtälöillä (10) ja (11). (Hobbacher 2008)

$$\sigma_m = \frac{1}{t} \int_0^t \sigma(x) dx \quad (10)$$

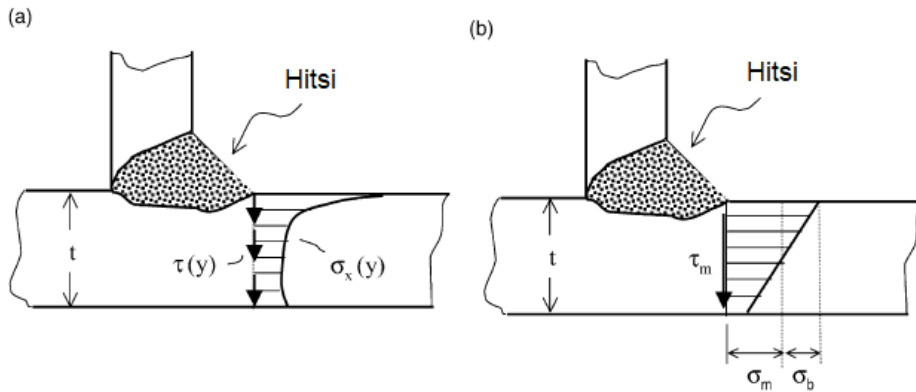
$$\sigma_b = \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma(x) \left( \frac{t}{2} - x \right) dx \quad (11)$$

Paksuuden yli lineaarisointi ei ole yhtä vaativa elementtimallin verkotuksen suhteen kuin pinnan suuntainen lineaarisointi, mutta tiheämmällä verkotuksella voidaan kuitenkin saada tarkemmin todellisuutta vastaava jännitysjaakauma selville. (Hobbacher 2008)

### 3.2.3 Dongin menetelmä

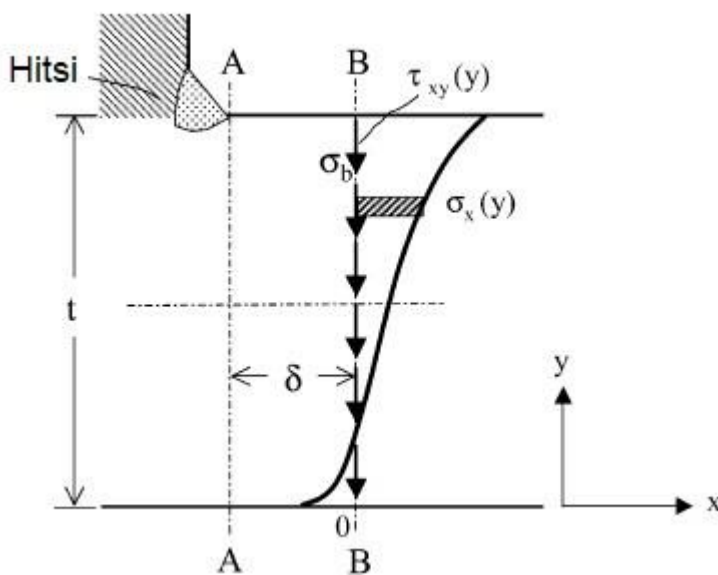
Dongin menetelmä on väsymistarkastelumenetelmä, joka ei ole riippuvainen käytettävästä elementtikoosta. Menetelmä ei myöskään ole riippuvainen taulukoitujen FAT-luokkien geometriasta tai kuormitustapauksista. Dongin menetelmä perustuu kolmeen olettamukseen. (Dong 2001)

- a) Levynpaksuuden yli vaikuttavaa jännitysjaakaumaa kohden voidaan määrittää tätä vastaava yksinkertaistettu kuvan 6 a, mukainen rakenteellinen jännitysjaakauma.
- b) Kuvitteellisen murtumispinnan, sekä  $\delta$  etäisyydellä sijaitsevan referenssitason tulee täyttää rakenteellisen jännitysjaakauman yhtäsuuruusehdot.
- c) Näiden tasojen välille muodostetun tasapainoehdon avulla, voidaan verkotuksen koon aiheuttamat vaikutukset rakenteellisen jännityksen hitsin rajaviivalla minimoida tai poistaa lähes täysin.



**Kuva 6.** Hitsin rajaviivan jännitysjaakauma (a) Rakenteellinen jännitys jaettu kalvo- ja taivutusjännityskomponentteihin (b) (Muokattu lähteestä Dong 2001)

Näiden edellä mainittujen olettamuksien perusteella voidaan muodostaa tasapainoyhtälöt kuvan 7 esittämille tasoilla A-A ja tasolle B-B,  $\delta$  etäisyydellä hitsin rajaviivasta olevien tasojen välille. Kalvojännityskomponentti  $\sigma_m$  voidaan ratkaista leikkaustasosta A-A integroimalla paksuuden yli yhtälön (12) mukaisesti. Taivutusjännityskomponentti  $\sigma_b$  voidaan ratkaista leikkaustasosta sijoittamalla kalvojännityskomponentti  $\sigma_m$ , joka on ratkaistu leikkaustasossa A-A yhtälöön (13), sekä ratkaisemalla leikkaustasossa B-B vaikuttava normaalijännitysjaakauma  $\sigma_x(y)$  ja leikkausjännitysjaakauma  $\tau_{xy}$  ja ratkaisemalla yhtälön (13)  $\sigma_b$  suhteen. (Dong 2001)



**Kuva 7.** Dongin menetelmän mukaisesti rakenteellisen jännityksen laskentamenetelmä läpipaksuuden. (Muokattu lähteestä Dong 2001)

$$\sigma_m = \frac{1}{t} \int_0^t \sigma_x(y) dy \quad (12)$$

$$\sigma_m \frac{t^2}{2} + \sigma_b \frac{t^2}{6} = \int_0^t \sigma_x(y) y dy + \delta \int_0^t \tau_{xy}(y) dy \quad (13)$$

Hitsin rajaviivan hot-spot jännitys voidaan ratkaista yhtälön (3) avulla, käyttämällä yhtälöiden (12) ja (13) tuloksia. Liitokset väsymiskestävyys voidaan laskea yhtälöllä (2). Dongin menetelmässä FAT-luokan kertoimen  $m$ -arvona käytetään lukua 134. (Radaj, Sonsino & Fricke 2006)

### 3.3 Tehollisen loviäjännityksen menetelmä

Tehollinen loviäjännitys  $\sigma_{nl.eff}$  tarkoittaa kokonaisjännitystä loven rajaviivalla. Tehollinen loviäjännitys ottaa huomioon taulukossa 1 esitetyt jännitystä korottavat tekijät, lukuun ottamatta alkusärönkokoja. Tehollinen loviäjännitys voidaan kuvan 3 mukaisesti laskea kalvojännitys, taivutusjännitys ja epälineaarisen loviäjännityskomponentin summana yhtälön (14) mukaisesti. (Hobbacher 2008)

$$\sigma_{nl.eff} = \sigma_m + \sigma_b + \sigma_{nl} \quad (14)$$

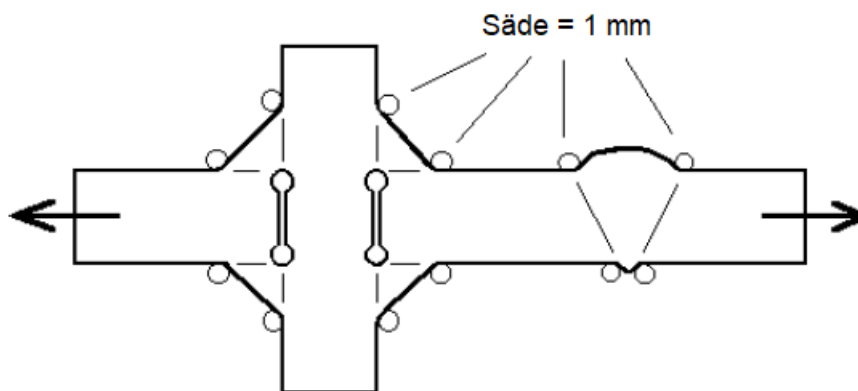
Tehollisen loviäjännityksen laskenta perustuu todellisen loven korvaamiseen kuvitteellisella lovella. Tämän kuvitteellisen loven säde voidaan laskea yhtälöllä (15), jossa  $\rho_f$  on rajaviivan fiktiivinen pyörityssäde,  $\rho$  rajaviivan todellinen säde,  $s$  on kolmiaksaalisuuskerroin, jonka arvo useimmiten on 2.5 ja  $\rho^*$  on mikrorakenteellinen kerroin. Matalalujuuksisilla teräksillä mikrorakenteellinen kerroin on 0.4. (Fricke 2010)

$$\rho_f = \rho + s * \rho^* \quad (15)$$



Tehollisen lovijännityksen menetelmällä päittäishitsit mallinnetaan  $30^\circ$  kulmassa ja pienahitsit  $45^\circ$  kulmassa. Materiaalin paksuuden ollessa 5 mm tai enemmän voidaan pyöristyksen säteenä käyttää 1 mm, joka voidaan olettaa syntyvän pahimmassa lähestymistavassa, jossa rajaviivan todellinen särö oletetaan nolllaksi. Levynpaksuuden ollessa 5 mm tai vähemmän, aiheuttaisi 1 mm pyöristyssäde poikkileikkauksen pienenentyessä vääristymiä jännitysjakautumiin ja tätä kautta kestoikään. Parempi lähestymistapa on käyttää sädettä 0.05 mm jos levyn paksuus on 5 mm tai sen alle. (Fricke 2013)

Tehollisen lovijännityksen menetelmässä on käytettävä FE-analyysijä, jotta voidaan määrittää paikallinen maksimijännitys rakenteesta. Liitoksen mallinnuksessa käytettävien elementtikokojen tulee olla pyöristyksen alueella lineaarisilla elementeillä  $r/6$  ja käytettäessä parabolisia elementtejä  $r/4$ . Kuvassa 8 on esitetty kohdat piena ja päittäisliitoksen pyöristyksistä. (Hobbacher 2008)



**Kuva 8.** Tehollisen lovijännityksen menetelmässä käytettävät pyöristykset (Muokattu lähteestä Hobbacher 2008)

Tehollisen lovijännityksen laskenta perustuu S-N-käyriin, kuten nimellisen tai rakenteellisen jännityksen menetelmässäkin. FAT- luokat ovat käytettäessä maksimipääjännityksiä 225 MPa tai käytettäessä Von-Misses jännityksiä 200 MPa. Sitkeillä materiaaleilla ja moniaksi- aalisten jännitysten vaikuttaessa liitokseen on suositeltavaa käyttää maksimi pääjännitysten menetelmää. Von-Misses jännitykset soveltuvat paremmin hauraille materiaaleille, kuten valuraudoille. Aineenpaksuuden ollessa alle 5 mm eli käytettäessä pyöristyssädettä 0.05 mm käytetään FAT-luokkaa 630 MPa. (Fricke 2010)

### 3.4 Murtumismekaniikka

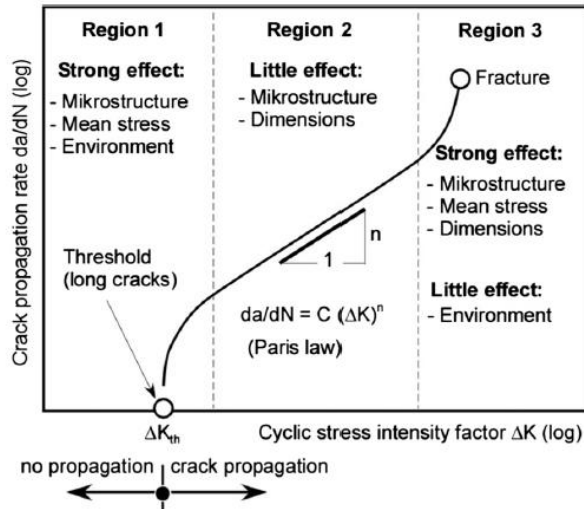
Murtumismekaniikassa tarkastellaan materiaalissa olevia säröjä. Teoreettisesti särö voidaan määritellä materiaalivauriona, jossa säröpinnat eivät kykene siirtämään vetojännityksiä kohtisuorassa suunnassa pintoja vastaan. Murtumismekaniikka olettaa särön pinnat kitkattomiksi, joten ne eivät siirrä myöskään leikkausvoimia. Ennen kuormitusta särön pinnat ovat kosketuksissa toistensa kanssa ja ovat yhdensuuntaiset. Kuormituksen kasvaessa säröpinnat liukuvat toistensa suhteen. Säröpintojen yhtymäkohtaa kutsutaan särönkärjeksi. (Salmi & Virtanen 2008)

Särön kuormittumista ja sen vaarallisuutta rakenteelle voidaan arvioida erilaisten murtumisparametrien avulla. Tavanomainen jännitysten avulla tehty kestävyuden arviointi ei onnistu murtumismekaniikassa suurten jännityshuippujen ja monimutkaisten jännityskenttien takia. (Salmi & Virtanen 2008)

Murtumisparametreja on useita, eikä niitä tässä työssä käsitellä kuin jännitysintensiiteettikerroimen  $\Delta K$  osalta, joka on merkittävin parametri lineaarisessa murtumismekaniikassa. Jännitysintensiiteetti kerroin  $\Delta K$  määritellään, jokaisella kuormitustavalle erikseen. Jännitysintensiiteettikerroin kuvaa monotonisesti kasvavassa kuormituksessa särön vaarallisuutta ja väsyttävässä kuormituksessa särön kasvunopeutta. (Salmi & Virtanen 2008)

Jännitysintensiiteettikerroin voidaan laskea yhtälöllä (16), jossa  $F$  on rakenteen geometrian ja suhteellisesta särökoosta muodostuva kerroin,  $\Delta S$  on jännitystenvaihteluväli ja  $a$  on särön koko. (Ikonen & Kantolo 1991)

$$\Delta K = F * \Delta S * \sqrt{\pi a} \quad (16)$$



Kuva 9. Jännitysintensiiteettikerroimen ja särönkasvunopeuden välinen yhteys. (Zerbst U. et al. 2017)

Kuvassa 9 on esitetty särönkasvukäyrän eri alueet. Käytännössä hitsattujen rakenteiden kanssa toimittaessa tuotteessa on aina jonkinlaisia alkusäröjä.

Kuvassa 9 esitetty alue 2 noudattaa Parisin särönkasvulakia, joka on esitetty yhtälössä (17). Yhtälössä  $C_0$  on vakio,  $m$  on logaritmisin asteikon mukainen kulmakerroin  $da/dN$  särönkasvunopeus ja  $\Delta K$  jännitysintensiiteettikerroin. (Dowling 2007)

$$\frac{da}{dN} = C_0(\Delta K)^m \quad (17)$$

Jännitysintensiiteettikerroin riippuessa särönkoosta ei sen määrittäminen suoraan yhtälöllä (16) ole mahdollista, tällöin joudutaan turvautumaan iterointiin. Parisin lain yhtälön kertoimet on esitetty kuvassa 9. (Dowling 2007)

| Units  | Paris power law parameters               | Thereshold values |                     |         |                            |
|--|--|-------------------|---------------------|---------|----------------------------|
|  |  | $R > 0.5$         | $0 \leq R \leq 0.5$ | $R < 0$ | Surface crack depth < 1 mm |
| $K [N \text{ mm}^{-2/3}]$<br>$da/dN [\text{mm}/\text{cycle}]$      | $C_0 = 5.21 \cdot 10^{-13}$<br>$m = 3.0$ | 63                | 170-214 R           | 170     | $\leq 63$                  |
| $K [\text{MPa}\sqrt{\text{m}}]$<br>$da/dN [\text{m}/\text{cycle}]$ | $C_0 = 1.65 \cdot 10^{-11}$<br>$m = 3.0$ | 2.0               | 5.4-6.8 R           | 5.4     | $\leq 2.0$                 |

Kuva 10. Murtumismekaniikka kertoimet (Hobbacher 2008)

Kuvassa 10 esitetyn kuormitussuhteen  $R$  muutos vaikuttaa kestoikiin merkittävästi etenkin haurailta materiaaleilla.  $R > 0$  muuttuu Parisin lain  $C$  kerroin riippuvaiseksi  $R$ -arvosta yhtälön (18) mukaisesti. Yhtälössä  $C_0 = C = R = 0$  ja  $\gamma$  on materiaali vakio. (Dowling 2007)

$$C = \frac{C_0}{1 - R^{m(1-\gamma)}} \quad (18)$$

Rakenteen kestoiän selvittämiseksi sijoitetaan yhtälöön (17) yhtälö (16) ja integroidaan lauseketta. Tästä saadaan muodostettua yhtälö (19) jonka avulla voidaan määrittää rakenteen kestoikä. Tässä yhtälön suljetussa muodossa kuitenkin  $F$  tulee olla vakio, jolloin yhtälön käyttö rajoittuu reunasäröihin. Yhtälössä  $a_f$  on särön lopullinen koko,  $a_i$  on alkusärön koko. Ennen kestoiän laskemista tulee vielä määrittää murtumaan johtava särönkoko (20) (Dowling 2007)

$$N_{if} = \frac{a_f^{1-m/2} - a_i^{1-m/2}}{C(F\Delta S\sqrt{\pi})^{m(1-\frac{m}{2})}} \quad (19)$$

$$a_c = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_c}{F S_{max}} \right)^2 \quad (20)$$

### 3.5 Muuttuva-amplitudinen kuormitus

Väsymistarkastelussa erisuuruiset jännitysheilahdukset voidaan ottaa huomioon Minerin säännöllä, jonka perustana on kumulatiivisten vaurioiden summa. Jokaisen jännitystason  $\Delta\sigma$  voidaan ajatella vaurioittavan liitosta  $n_i/N_i$  verran, jossa  $N_i$  jännitysheilahdusten kestoikä, kulloisellakin jännitysheilahdus tasolla. Kestoikä oletetaan käytetyksi loppuun, kun yhtälön (21) mukainen kumulatiivinen arvo saavuttaa 1. Yhtälössä  $n_{Ei}$  kuvaa jännitysheilahdusten lukumäärään tasolla  $i$ ,  $N_{Rdi}$  kuvaa mitoitusjännitysheilahduksen mitoituskestoikää  $y_{Ff} \Delta\sigma_i$

materiaalin osavarmuuskertoimella laskettuna yhtälön (22) mukaisesti, joka on selitetty läh-  
teessä. (Niemi 2003)

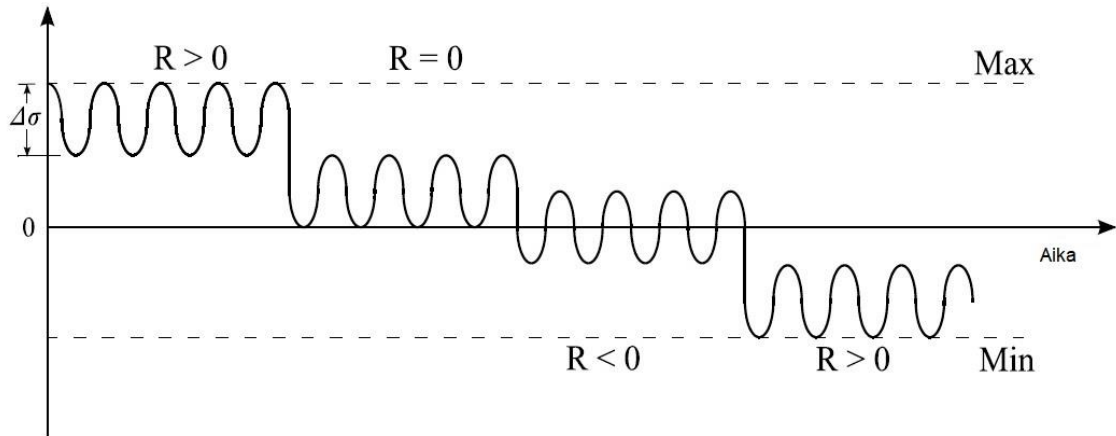
$$D_d = \sum \frac{n_{Ei}}{N_{Rdi}} \quad (21)$$

$$N_{Rd} = \left( \frac{c_d}{(y_{Ff} * \Delta\sigma_E)^3} \right) = \left( \frac{\Delta\sigma_C}{Y_{Mf} * y_{Ff} * \Delta\sigma_E} \right)^3 * 2 * 10^6 \quad (22)$$

Rakenteessa ei tapahdu väsymistä ja kestoikä oletetaan äärettömäksi, jos suurinta jännitys-  
heilahdusta vastaava kestoikä nousee suuremmaksi, kun väsymisrajaa vastaava  $N = 5 * 10^6$ . (Niemi 2003)

Kokeissa mitatut tulokset muuttuva-amplitudisella kuormituksella eivät täysin tue Minerin  
teoriaa, sillä koekappaleita on hajonnut jo  $D$ :n arvon ollessa 0.5. Tietyt standardit ovatkin  
ottaneet käyttöön alennetun  $D$ -arvon, esimerkiksi eurokoodeissa  $D$ :n arvona käytetään 1,  
kun käytössä on suositellut osavarmuusluvut. (Niemi 2003)

Väsymisrajan merkitys on muuttuva-amplitudisella kuormituksella vähäisempi, kuin vakio-  
amplitudisella kuormituksella. Särön kasvaessa yhä pienemmät jännitysvaihtelut tulevat te-  
hollisiksi ja johtavat loppumurtumaan. Edellä esitettyyn teoriaan perustuen on otettu käyt-  
töön kaksoiskalteva S-N-käyrä. (Niemi 2003)



**Kuva 11.** Jännitysvaihtelu (muokattu lähteestä Mustafa 2012)

Kaksoiskaltevalla S-N- käyrällä on kaksi kaltevuutta, jotka erotetaan raja-arvolla  $N_{th}$  , joka vastaa  $10^7$  kuormanvaihtoa. Kaltevuus  $m=3$  rajaan  $N_{th}$ . Raja-arvon ylittyessä  $m=5$

Raja-arvon ylittyessä väsymiskapasiteetti saa yhtälön (23) mukaisen arvon, jossa  $\Delta\sigma_{th}$  on laskettu yhtälön (24) mukaisesti. (Niemi 2003)

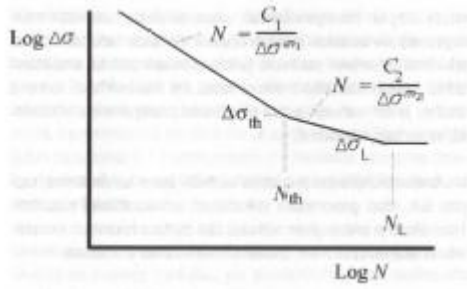
$$C_2 = N_{th} * \Delta\sigma_{th}^5 \quad (23)$$

$$\Delta\sigma_{th} = \left(\frac{C_1}{N_{th}}\right)^{1/3} \quad (24)$$

Yhtälössä 24  $C_1$  on laskettu yhtälöllä (25). Yhtälössä (25) esitetty  $\Delta\sigma_C$  on korvattu merkinällä FAT, koska sitä tullaan käyttämään myös jatkossa tässä työssä. FAT-arvo kuvaa S-N-käyrän saavuttamaa jännitysvaihtelun arvoa kahden miljoonan työkierron kohdalla. (Niemi 2003)

$$C = 2 * 10^6 * FAT \quad (25)$$

Kuvassa 12 on esitetty raja-arvo  $\Delta\sigma_L$  joka esiintyy kuvan mukaisesti, kun  $N=N_L$ , tämän arvon pienempiä jännitysvaihteluita ei tarvitse huomioida vaurion laskennassa. (Niemi 2003)



Kuva 12. S-N-käyrän käännepointe (Niemi 2003)

Minerin vauriosummaa laskettaessa, voidaan se korvata ekvivalenttisella vakioamplitudisella jännitysheilahduksella. Ekvivalenttisen jännitysheilahduksen vaurio voidaan asettaa yhtä suureksi kuin Minerin vauriosumma, tällöin saadaan yhtälön (26) mukainen lauseke. (Niemi 2003)

$$\Delta\sigma_{ekv} = \sqrt[3]{\frac{\sum(n_i \cdot \Delta\sigma_i^3)}{N_{ref}}} \quad (26)$$

Yhtälössä  $N_{ref}$  on  $\sum n_i$  tai mikä tahansa käyttöikää parhaiten kuvaan kestoian yksikkö. Muokkaamalla yhtälöä (26) paremmin kaksoiskaltevan S-N- käyrän laskentaan sopivaksi saadaan yhtälö (27). (Niemi 2003)

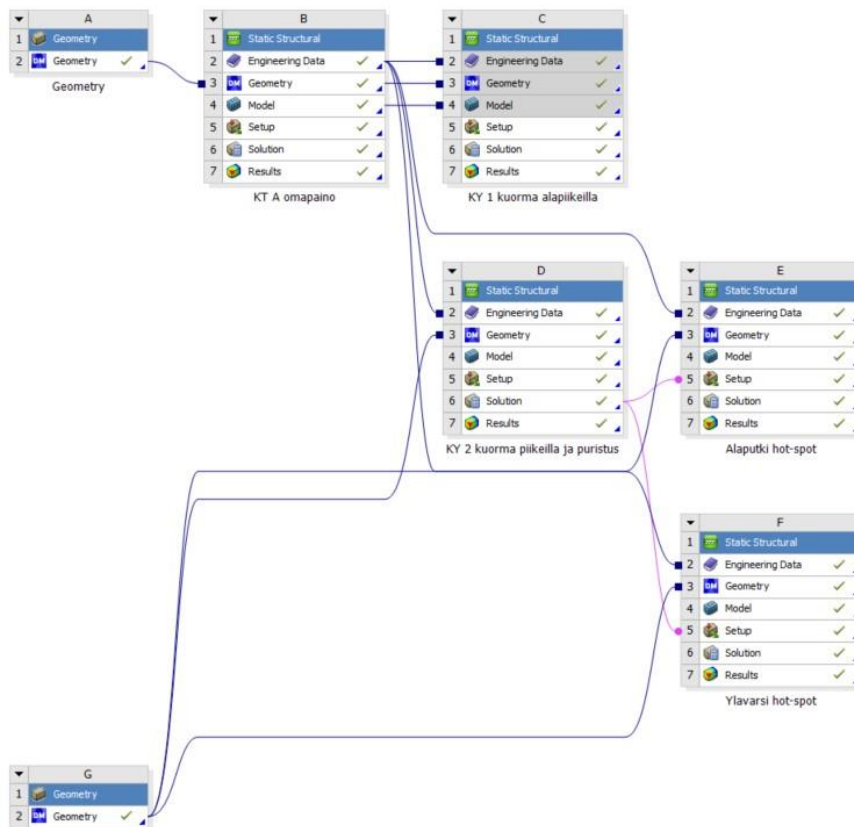
$$\Delta\sigma_{ekv} = \left[ \frac{\sum_{i=j}^k (n_i \cdot \Delta\sigma_i^3 + \Delta\sigma_{th}^{-2} \cdot \sum_{i=i_0}^{j-1} n_i \cdot \Delta\sigma_i^5)}{N_{ref}} \right]^{1/3} \quad (26)$$

Yhtälössä  $j$  on ensimmäinen jännitysluokka, joka on kynnyksarvon yläpuolella,  $k$  on ylin luokka ja  $i_0$  on ensimmäinen mukaan otettava jännitysluokka  $\Delta\sigma_L$  yläpuolella. Kestoikä voidaan nyt määrittää vakiokaltevuutta  $m=3$  vastaavalta S-N- käyrän osalta ilman alapään katkaisua. (Niemi 2003)

## 4 SIMULOINTIMALLI

Työn simulointimallin analysoiminen suoritettiin Ansys-ohjelmistolla. Ansyksen-käyttöliittymä muodostuu erilaisista laskentaan kykenevistä ohjelmista ja moduuleista, esimerkiksi fluent- moduulista, joka on tarkoitettu virtauslaskentaan. Tässä työssä Ansyksen- käyttö perustuu workbench- ympäristöön. Workbench ympäristössä työn analysointi voidaan tehdä lukuisilla erilaisilla metodilla, riippuen halutuista tuloksista. Tässä työssä käytetään static structural- moduulia, joka on tarkoitettu ratkaisemaan ajasta riippuvia tasapainotiloja. Käytössä on myös DesignModeler, joka on tarkoitettu 3D-mallien tekemiseen ja muokkaamiseen.

Simuloinnin käyttöliittymän rakenne muodostuu erilaisista ratkaisutasoista, jotka esittävät laskentamoduuleita tai laskennassa käytettyjä muita komponentteja. Kuvassa 13 on esitetty monitoimikouran laskenta sekä rakenteen koostuminen rakenteellisen jännityksen analysoinnissa.



Kuva 13. Workbench analysoitavien mallien rakenteet



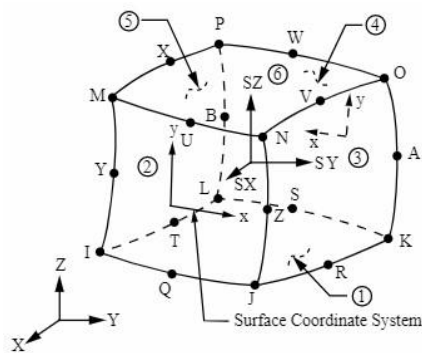
Analysoitavaa mallia on jouduttu yksinkertaistamaan laskennan suorittamiseksi. Putkipalkkien pyöristykset jouduttiin poistamaan, koska putkien liitokset osuivat joltakin osin pyöristysalueelle, joten yhtenäistä elementtiverkkoa ei saatu tehtyä. Mallissa olevat vetotangot ja sylinterit on mallinnettu palkkielementeillä.

Kuormitusten arviointi asettaa myös analysointiin omat rajoituksensa. Kuormitusten suuruutta ja sijaintia on hankala arvioida ilman käyttötilanteessa tapahtuvia mittauksia. Analysoinnit perustuvatkin olettamukseen rasitusten suuruudesta ja sijainnista. Kuormitukset ovat varmasti hyvin lähellä todellista käyttöä, mutta rasitusten todellinen suuruus saattaa vaihdella.

#### 4.1 Elementtimenetelmä

Elementtimenetelmä on funktionaalien minimointiin kehitetty menetelmä. Elementtimenetelmä soveltuu hyvin esimerkiksi staattisten, dynaamisten ja ominaisarvo-ongelmien ratkaisuun. Elementin määrittely voidaan tehdä elementinmuodon, elementin suureita esittävien interpoloivien funktioiden, sekä elementin vapausasteiden avulla. (Cook 1995)

Tässä työssä elementtiverkko muodostuu suurilta osin 20-solmuisista Hexa-elementeistä, joka on esitetty kuvassa 14. Elementeistä koostuvan rakenteen tasapainoyhtälöiden muodostaminen ja ratkaiseminen on muihin menetelmiin verrattuna suoraviivaista ja melko nopeaa. Elementtimenetelmän ratkaiseminen käsin on mahdollista, mutta elementtien ja niihin liittyvien solmujen määrän kasvaessa on ratkaisut tehtävä tietokoneella. (Salmi & Kuula 2012)



**Kuva 14.** Solid186 (ANSYS Mechanical Application 2020 R1. Mechanical User's Guide)

Elementtimenetelmä perustuu tutkittavan rakenteen idealisoitiin elementtien joukoksi. Teoreettisesti tämä voidaan tehdä millä vain järjestelmälle tai rakenteelle, mikäli elementtien määrä on riittävä. Käytännössä tämä tarkoittaa tutkittavan rakenteen idealisoimista niin tarkasti, että elementtien määrällä voidaan kuvata rakenteen geometriset ja mekaaniset ominaisuudet. Tulosten tarkkuus määräytyy suurelta osin myös käytetyistä elementtityypeistä ja niiden lukumäärästä. Elementtien lukumäärän lisääminen johtaa kuitenkin suurempiin laskenta-aikoihin, joten elementtien lisäämistä lokaalisti tulisi käyttää niiltä osin, josta tarkempia tuloksia halutaan tarkastella. (Salmi & Kuula 2012)

Elementit on sidottu ympäristöönsä reunaehdoilla ja toisiin elementteihin solmujen välityksellä. Käytännössä kuvassa 14 esitetty elementti jakaa esimerkiksi solmupisteen M elementtiin liittyvien 3 muun elementin kesken, jolloin solmuvoima M muodostuu näiden kaikkien elementtien solmuvoiman summana. (Salmi & Kuula 2012)

## 4.2 Kuormitukset ja reunaehdot

Tässä työssä kuormitukset analysoidaan kahdeksalla erisuuruisella staattisella kuormituksella. Rakenteen reunaehdoissa monitoimikouran ja traktorin välinen kiinnike jätetään mallintamatta ja reunaehdot asetetaan monitoimikouraan vastaamaan tätä kiinnikettä, kuvan 15 mukaisesti.

**B: KT 1 omapaino**

Tuki 4 (UX=UY=UZ=0)

Time: 1, s

21.4.2020 8:39

**A** Tuki 1 (UX=0)

**B** Tuki 2 (UX=0)

**C** Tuki 3 (UX=UY=UZ=0)

**D** Tuki 4 (UX=UY=UZ=0)

**E** Acceleration: 9810, mm/s<sup>2</sup>



**Kuva 15.** Reunaehdot

Kuormitukset muodostuvat kahden alapiikin varaan asetetusta kivistä johon gravitaatio aiheuttaa voiman, jonka suuruus vaihtelee kiven koon mukaisesti, 30000, 25000, 20000, 15000, 7500, 5000, 2500 N väliltä. Monitoimikouran yläpiikkien sylinterin maksimi puristusvoima 200 bar työpaineella on 39270 N.

Analysoitavassa mallissa on tehty kytkentä, jolloin yläpiikkien puristus kohdistuu kuviteltoon kiveen ja tästä edelleen monitoimikouran pystyputkeen tai pystyputkiin määräytyen kiven mitoista ja sijainnista alapiikkeissä. Analysoinneissa kiven sijaintia alapiikkien varassa vaihdellaan reunimmisista piikeistä kohti keskimmäistä piikkiä niin, että tästä syntyy kolme erillistä analyysiä. Ylärunгон asentoa analysoidaan niin ikään kolmessa erilaisessa kulmassa. Lopulliseen analysointiin valitaan näistä yhdistelmistä suurimman kuormituksen aiheuttanut.

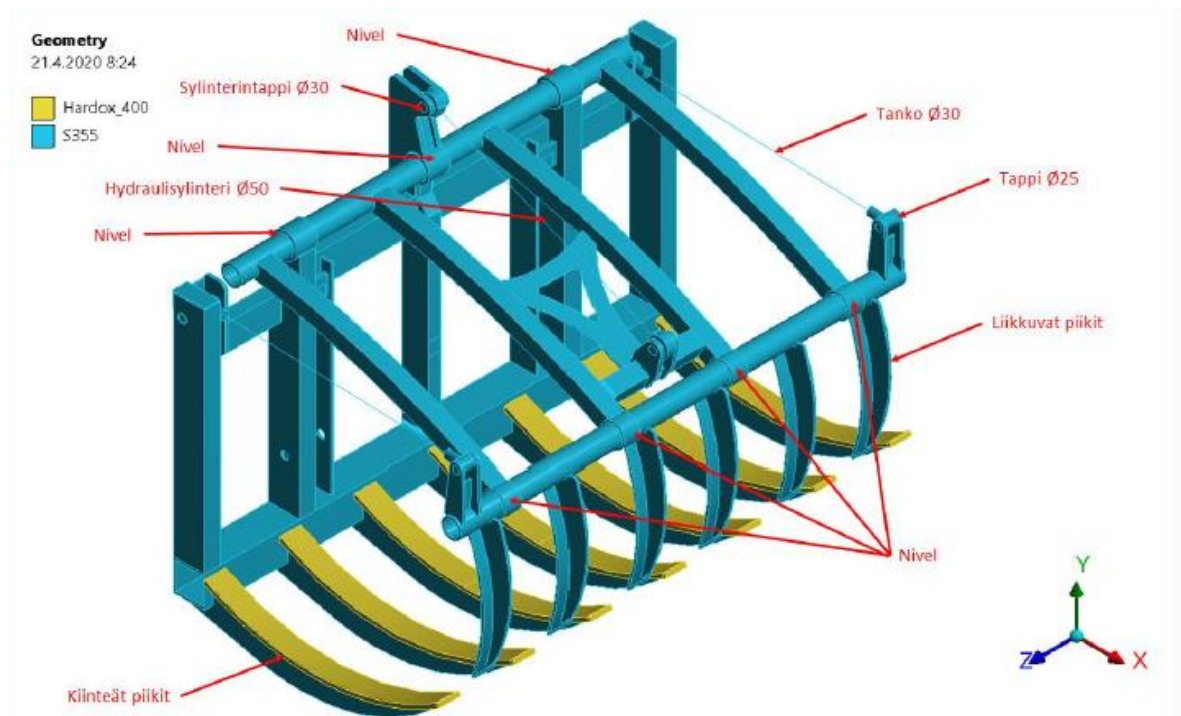
Erisuuruisten kuormitusten käyttäminen laskennassa on perusteltua, sillä kitkakontaktien ja liitosten osalta rakenne on epälineaarinen. Kiven aiheuttama kuormitus välittyy suoraan monitoimikouran alapiikeille. Kiven aiheuttama kuormitus muihin osiin monitoimikourassa on toteutettu epälineaaristen liitosten ja kitkakontaktien avulla. Kiven sijainnin ja tilavuudesta

määräytyen on kuormitus asetettu alapiikkien lisäksi yläpiikkien ja rungon pystyputkiin. Kuormituksen sijainti yläpiikkien ja rungonpystyputkien suhteen siirtyy ylemmäs kiven tilavuuden kasvaessa.

### 4.3 Kontaktit

Kontaktit voidaan esittää eri komponenttien välille asetettuina ehtoina, joita komponentit noudattavat toistensa suhteen. Kontakti voidaan fysikaalisesti ajatella rajoittavan kahden pinnan liikkumista toistensa suhteen. Kontaktien tehtävä on kuitenkin välittää kappaleiden sisäisiä voimia toistensa suhteen. Kontaktien ja muiden liitosten välisenä merkittävänä erona on kontaktin kyky välittää kitkavoimia, sekä kontaktin reunaehto- ja välisiä tiloja. Kontaktin määrittely voidaan asettaa esimerkiksi täyttävän minkä tahansa kiinni ja auki tilan välisen tilanteen. Ansys käsittelee kontaktit eri solmujen välillä, eli tämä edellyttää elementtiverkkoa liitettävillä pinnoilla. Kontaktityyppejä on valittavissa useita erilaisia, joista tässä työssä on käytetty kiinteitä- ja kitkakontakteja.

Monitoimikourassa liitokset on toteutettu kuvan 16 esittämiin kohtiin.



Kuva 16. Monitoimikouran liitokset.

Kitkakontaktit ovat tyypiltään epälineaarisia, joten kontaktin arvot voivat vaihdella missä tahansa tilassa auki ja kiinni tilojen välillä. Epälineaarisuuden takia elementtiverkon tarkentaminen kontaktien alueella nopeuttaa tasapainotilan löytymistä yksittäisellä aika-askeleella. (Lee 2017)

Kontaktien pintojen tunkeutuminen toistensa sisälle, eli penetraatioon vaikuttaa asetuksissa valittu kontaktin menetelmä, sekä jäykkyyserroin. Ansys voi käsitellä kontakteja sakkofunktiomenetelmällä, Lagrangen menetelmällä tai laajennetulla Lagrangen menetelmällä. Menetelmien perustana on kontaktipintojen välille luotu normaalin suuntainen voima, joka pyrkii estämään pintojen tunkeutumista toisiinsa. Menetelmät perustuvat iterointiin, jossa normaalivoimaa iteroidaan, kunnes se saavuttaa toleranssien asettaman tasapainotilan. (Lee 2017)

Sakkofunktiomenetelmä esittää normaalivoiman yhtälön (21) mukaisesti, jossa  $F_n$  on normaalivoima,  $k_n$  on normaalivoiman jäykkyyserroin ja  $x_p$  on tunkeuman suuruus. (Lee 2017)

$$F_n = k_n x_p \quad (21)$$

Lagrangen menetelmä perustuu normaalivoiman esitykseen ylimääräisenä elementin vapausasteena yhtälön (22) mukaisesti, jossa  $\lambda$  on kontaktipintaa kuvaava laskennallinen termi, eli Lagrangen kerroin. (Lee 2017)

$$F_n = \lambda \quad (22)$$

Lagrangen kerroin määrittelee normaalivoiman eksplisiittisesti ja estää näin tunkeuman etenemisen kontaktien välillä. Lagrangen menetelmän käyttöä ei kuitenkaan tässä työssä voitu käyttää, koska ylimääräisen vapausasteen takia laskenta-ajat kasvoivat kohtuuttoman suuriksi. Lagrangen menetelmä vaatii myös tarkkaavaisuutta kosketuspintojen valinnassa. Kupea pinta tulee olla kontaktipinta ja kovera pinta vastinpinta. Kontaktin heikkoutena voidaan myös pitää siitä mahdollisesti syntyvää oskillointia auki- ja kiinnitilojen välillä. (Lee 2017)

Laajennettu Lagrangen menetelmä on normaalivoiman ja tunkeutuvien kontaktipisteiden välillä yhtälön (23) mukaisesti, jossa esitetyt muuttujat ovat samat kuin yhtälöissä (21) ja (22).

$$F_n = k_n x_p + \lambda \quad (23)$$

Menetelmä perustuu yhdistelmään Lagrangen menetelmästä ja sakkofunktiomenetelmästä. Menetelmässä tasapainotilan löytäminen on nopeampaa, koska Lagrangen termi yhtälössä vähentää normaalin jäykkyyskerroimen herkkyyttä. Tässä työssä valittiin tämä menetelmä käytettäväksi, sen hyvän luotettavuuden ja nopeiden ratkaisuaikojen takia.

Asettamalla suuret jäykkyyskerroimet saavutetaan suurempi tarkkuus tuloksissa ja vähäisempi tunkeuma. Liian suuri jäykkyyskerroin kuitenkin voi johtaa Lagrangen menetelmäsäkin esiintyvään oskillointiin, sekä vaikeuttaa tuloksien konvergointia. (Lee 2017)

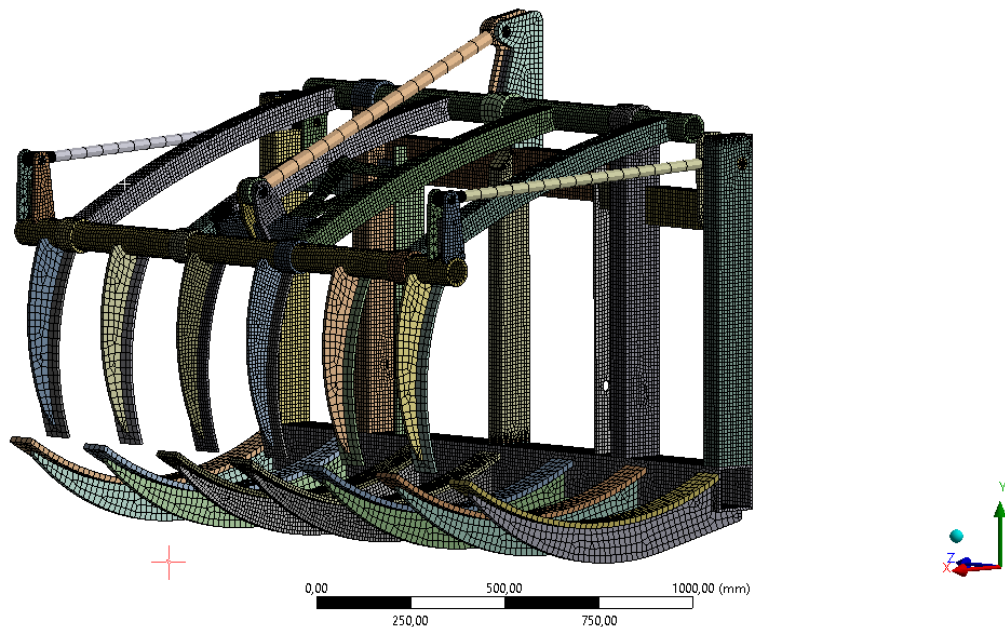
Työssä päädyttiin käyttämään pääosin jäykkyyskerroimen arvoina 0.1 kahta poikkeusta lukuun ottamatta, jossa päädyttiin arvoon 0.05. Jäykkyyskerroimien arvojen yhteydessä myös määritetään arvojen muuttuminen jokaista iteraatiota kohden. Tämä tarkoittaa, että Ansys pyrkii muuttamaan normaalin jäykkyyskerroimen arvoa, jos konvergoinnissa on ongelmia. (ANSYS Mechanical Application 2020 R1. Mechanical Users' Guide)

Kontaktien etsintäalueeseen voidaan vaikuttaa asettamalla asetuksissa ympyrän muotoinen alue, jonka sisältä kontakteja etsitään. Kontaktin ollessa alueen sisäpuolella ohjelma olettaa kontaktin syntyvän tältä alueelta ja jättää sen ulkopuolisen alueen tarkastelun ulkopuolelle. Tämän etsintäalueen kooksi suositellaan noin 10 % välystä suurempaa arvoa. (ANSYS Mechanical Application 2020 R1. Mechanical Users' Guide)

#### 4.4 Verkotus ja elementtityypit

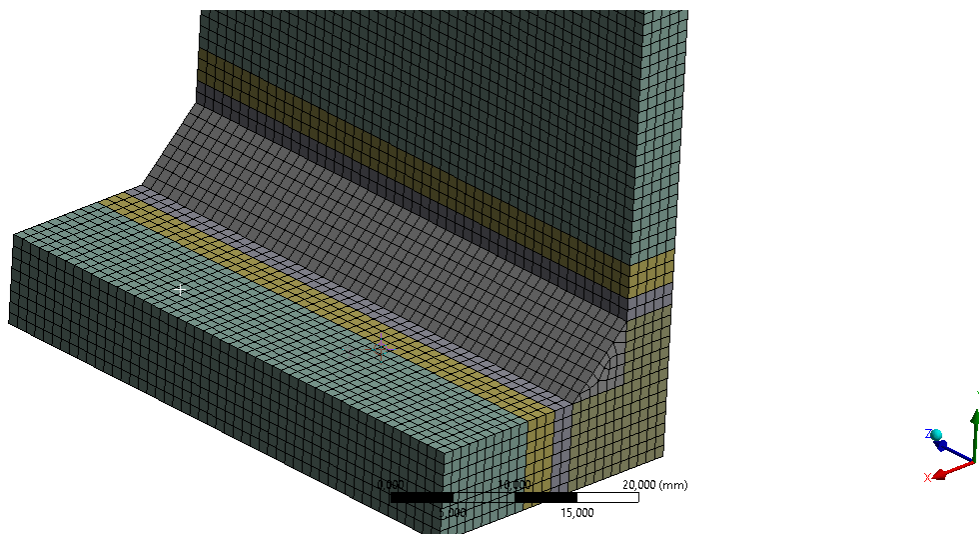
Elementtimenetelmän perustana on elementtiverkko, jonka elementeiltä tai solmuilta tulokset luetaan. Tässä globaalimallin verkotus on tehty karkeammalla verkolla. Kiinnostavat yksityiskohdat on tehty alimalleina, joissa verkotusta on tihennetty, mahdollisimman tarkan lopputuloksen saavuttamiseksi. Mallissa on käytetty lähes yksinomaan Heksaedreistä muodostuvaa elementtiverkkoa ja elementteinä kuvan 14 mukaisia 20-solmuisia solid186 elementtejä. Heksaedreistä muodostuva verkotus on kuitenkin ohjelmistolle vaikeampaa, jonka takia myös mallissa aikaisemmin käsitellyt yksinkertaistukset nousevat esille.

Gloaalimallin verkotus on esitetty kuvassa 17. Mallissa elementtiverkkoa on tihennetty alueilta, joiden geometria on monimutkainen tai rasituksen esiintyminen on tiheämpää. Kuvassa näkyvät vetotangot ja sylinteri on mallinnettu palkkielementteinä mallin yksinkertaistuksen takia. Näiden muodonmuutoksia ei myöskään työssä tutkita, joten palkkielementit ovat tämän takia luonnollinen valinta.



**Kuva 17.** Gloaalimallin elementtiverkko

Analysoinnissa kiinnostavaksi yksityiskohdiksi nousivat pystyputken alaosa hitseineen, sekä sylinterinkiinnikkeen vaakaputki, jotka valittiin tarkempiin tarkasteluihin rakenteellisen jännityksen ja tehollisen lovijännityksen menetelmillä. Kuvassa 18 on esitetty pystyputken alapäässä käytetyn rakenteellisen jännityksen elementtiverkko, kuvassa 19 tehollisen lovijännityksen elementtiverkko ja kuvassa 20 sylinterin vaakaputken alimallissa käytetty verkko.

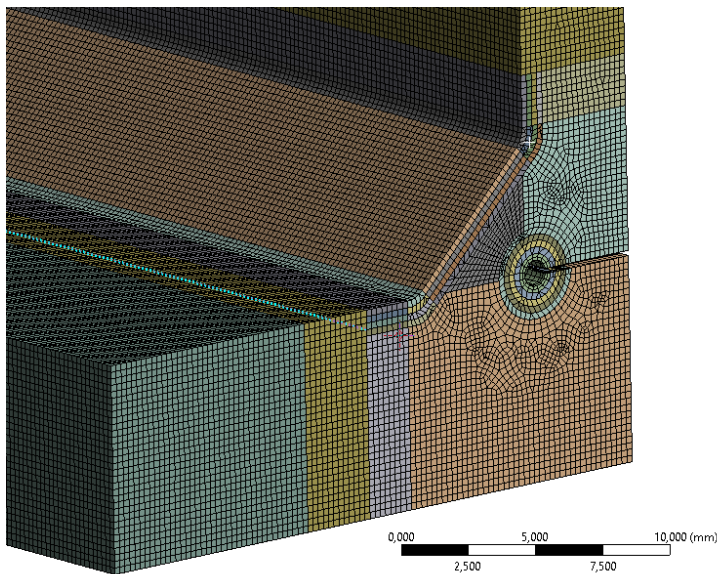


**Kuva 18.** Pystyputken alimallin elementtiverkotus rakenteellisen jännityksen menetelmässä.

Rakenteellisen jännityksen menetelmässä kuvissa 18 ja 20 käytetty elementtiverkko on Hexaedreistä muodostuva verkko, jossa verkotuksen kokona on käytetty 1 mm parabolisia solid186 elementtejä.

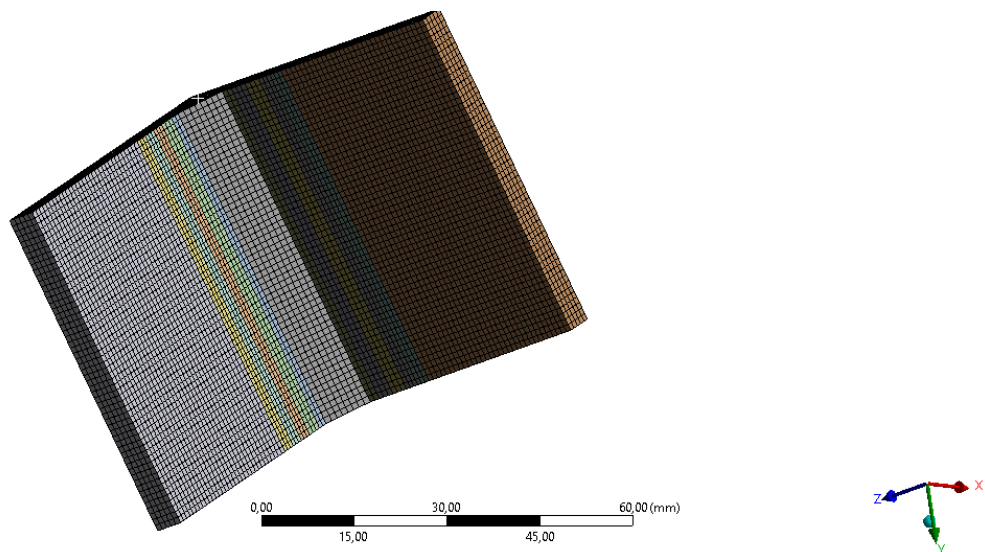
Cad-mallin ryhmittely omiin alueisiin on toteutettu kuvien 18,19 ja 20 mukaisesti. Kuvissa on nähtävissä eri värein mistä kohdin Cad-malli on jaettu omiin alueisiin, esimerkiksi keltauksen alueen rajat kuvaavat  $0.4t$  ja  $1.0t$  arvoja. Tuloksien keskiarvoistusvirhe tulee tällä menetelmällä huomioitua, sillä tuloksiin vaikuttavat vain aktiiviset elementit, jotka voidaan rajata alueittain tai tarkastella yksittäin.





**Kuva 19.** Pystyputken alimallin elementtiverkotus tehollisen lovijännityksen menetelmässä.

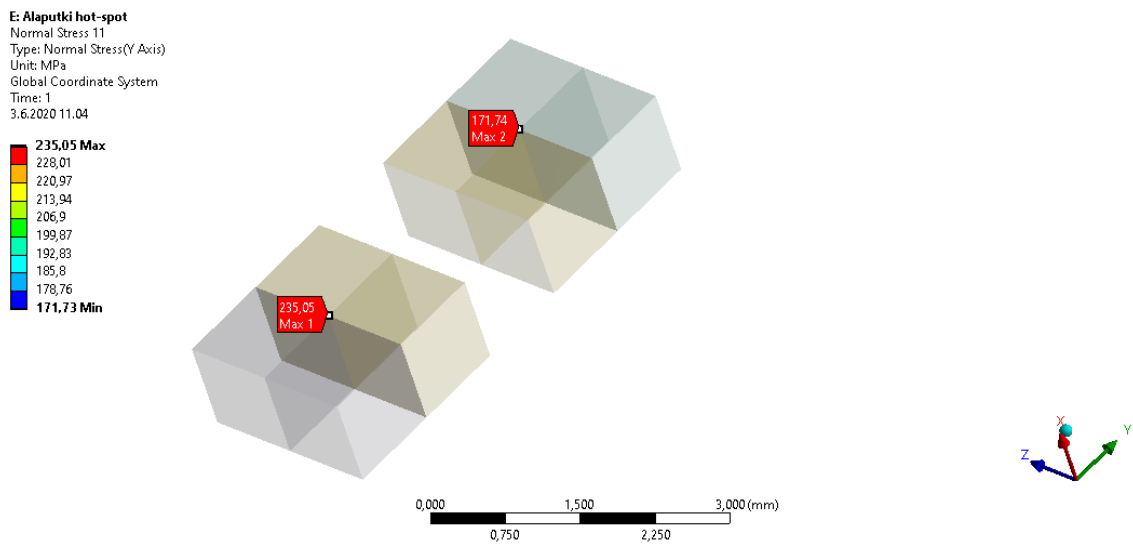
Kuvassa 19 esitetty tehollisen lovijännityksen elementtiverkko on muodostettu IIW-esittämällä ohjeistuksilla, jotka on käsitelty tarkemmin kohdassa 3.3 tehollisen lovijännityksen menetelmä. Pyörityksen alueet on jaettu  $r/4$  verkon kokoon. Muut alueet on verkotettu 0.25 elementtikoolla. Hitsin pyörityksen alue on jaettu neljään ja juurenpuoli viiteen erilliseen geometriaan. Tällä menetelmällä jännitysten keskiarvoistaminen tulee oikein huomioitua ja tuloksia voidaan pitää luotettavina.



**Kuva 20.** Sylinterin vaakaputken elementtiverkotus rakenteellisen jännityksen menetelmässä.

## 5 TULOKSET

Tulokset ovat epälineaarisia, sillä kitkakontaktit ja kuormitukset toteutettiin epälinearisesti. Tulokset perustuvat FE-analyysien tuloksiin erilaisten kuormitustilanteiden aiheuttamista rasituksista monitoimikourassa. Analyyseistä saadut jännitykset ovat solmujännityksiä. Tuloksia tarkastellessa aktiivisiksi elementeiksi on valittu ne, jotka vaikuttavat tuloksiin. Edellisen kappaleen mukaisesti Cad-mallin ryhmittely omiin alueisiinsa helpottaa tätä tarkastelua, jolloin keskiarvoitusvirheitä tuloksiin ei synny.



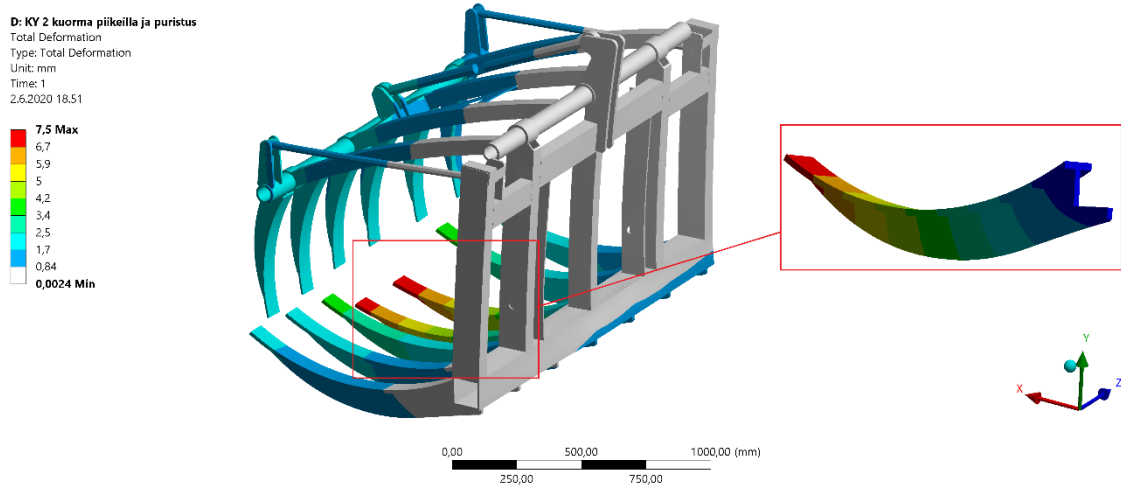
**Kuva 21.** Jännitykset solmuilla 0.4t ja 1.0t hitsin rajaviivalta.

Tuloksien tarkastelussa esitetään vain 30000 N kuormituksella saadut tulokset, muilla kuormituksilla saadut tulokset on esitetty tarkemmin liitteissä.

### 5.1 Globaalin mallin siirtymät

Monitoimikouran siirtymiä analysoitiin kahdeksalla erilaisella kuormituksella. Analyyseissä kuormitusten sijaintia muutettiin niin, että kuormitukset olivat kahden alapiikin varassa, sylinterin täyden puristusvoiman 39 270 N puristaessa yläpiikkejä oletettua taakkaa vasten.

Taakan paino kohdistui alapiikkien ja yläpiikkien lisäksi alarungon pystyputkeen tai pystyputkiin riippuen kuormituksen sijainnista kourassa. Kuvassa 22 on esitetty siirtymien jakaantuminen analysoitavassa mallissa.

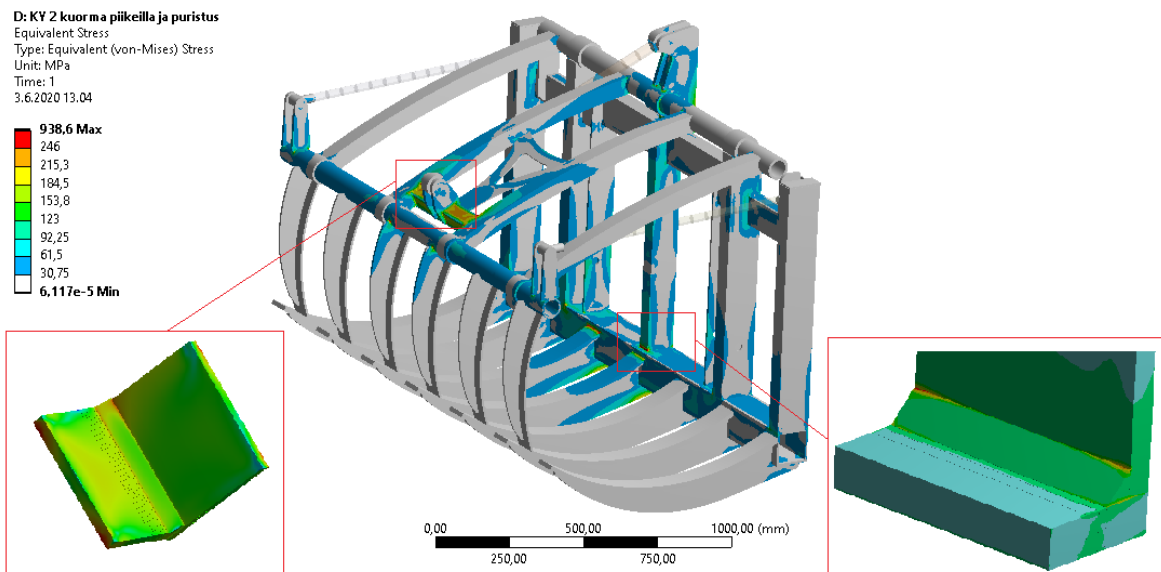


**Kuva 22.** Siirtymät.

Suurimmat siirtymät syntyivät alapiikkien kärkeen riippumatta kuormituksen sijainnista kourassa. Suurimmat siirtymät syntyivät 30 000 N taakan vaikutuksesta. Siirtymät olivat suurimmillaan 7.5 mm alapiikkien kärjissä, mutta laskivat hyvin nopeasti kohti piikkien liitospaikkaa, ollen itse liitoksessa alle 1 mm. Siirtymät ylärungossa olivat noin 1 mm suuruisia, eivätkä näin aiheuta haittaa toiminnan tai kestävyys suhteen.

## 5.2 Globaalin mallin jännitykset

Monitoimikourassa esiintyvien jännitysten jakautumista tutkittiin samoilla menetelmillä mitä tehtiin siirtymien suhteen. Myötörajan ylittävät huippujännitykset syntyivät kuvan 23 mukaisesti keskimmäisen pystyputken alapuolen hitsin rajaviivalle, sekä ylärungossa olevan sylinterin kuormittaman vaakaputken hitsin rajaviivalle. Nämä kaksi kohtaa valittiin tarkempaan väsymistarkasteluihin, jotka käsitellään seuraavissa kappaleissa.



Kuva 23. Jännitykset

Rakenteessa esiintyvät jännitykset eivät edellä mainittuja kahta detaljia lukuun ottamatta ylittäneet arvoa 246 MPa, pääasiassa ollen alle 100 MPa, joten rakenteen staattisen äärikestävyyden suhteen jännitykset eivät näitä kahta detaljia lukuun ottamatta muodostu ongelmaksi.

Monitoimikouran ja traktorin välistä kiinnikettä ei työssä mallinnettu. Monitoimikouran reunaehdot asetettiin vastaamaan kiinnikkeen asettamia tukiehtoja. Tukireaktiot maksimikuormituksella 30 000 N on esitetty taulukossa 3 ja tukiehtojen sijainnit on esitetty aiemmin kuvassa 15.

Taulukko 3. Kiinnitysten tukireaktiot.

| Tukireaktiot maksimi kuormitus (N) |        |       |        |       |
|------------------------------------|--------|-------|--------|-------|
| Tuki                               | X      | Y     | Z      | Total |
| A                                  | -18842 | 0     | 0      | 18842 |
| B                                  | 14708  | 0     | 0      | 14708 |
| C                                  | 18830  | 21901 | 147,15 | 28883 |
| D                                  | 14719  | 12418 | 147,15 | 19258 |

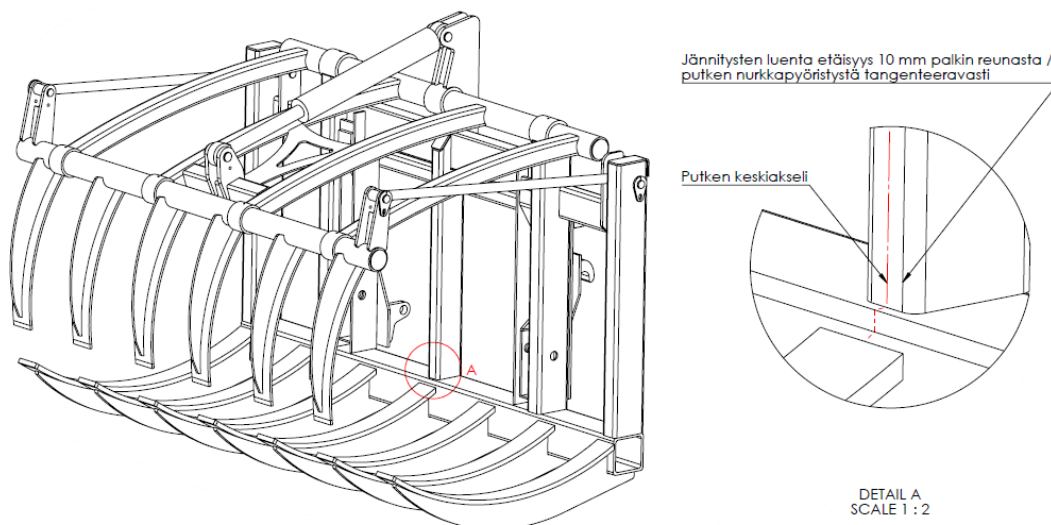
Monitoimikouran kiinnikkeen tuennat traktoriin tapahtuvat 29 mm akselilla kiinnikkeen alapäästä. Kiinnikkeen yläpää lukittuu kahden 15 mm paksun lattaraudan väliin. Taulukosta 3

ja kuvasta 15 huomataan, että suurin rasitus syntyy tuelle C. Tuki C on 29 mm akseli kiinnikkeen alapäässä. Akselin tuennasta ja paksuudesta johtuen ei akselin tai kiinnikkeen tuennalle ole tarvetta tehdä tarkempaa analyysiä, eikä niitä tässä työssä käsitellä enempää.

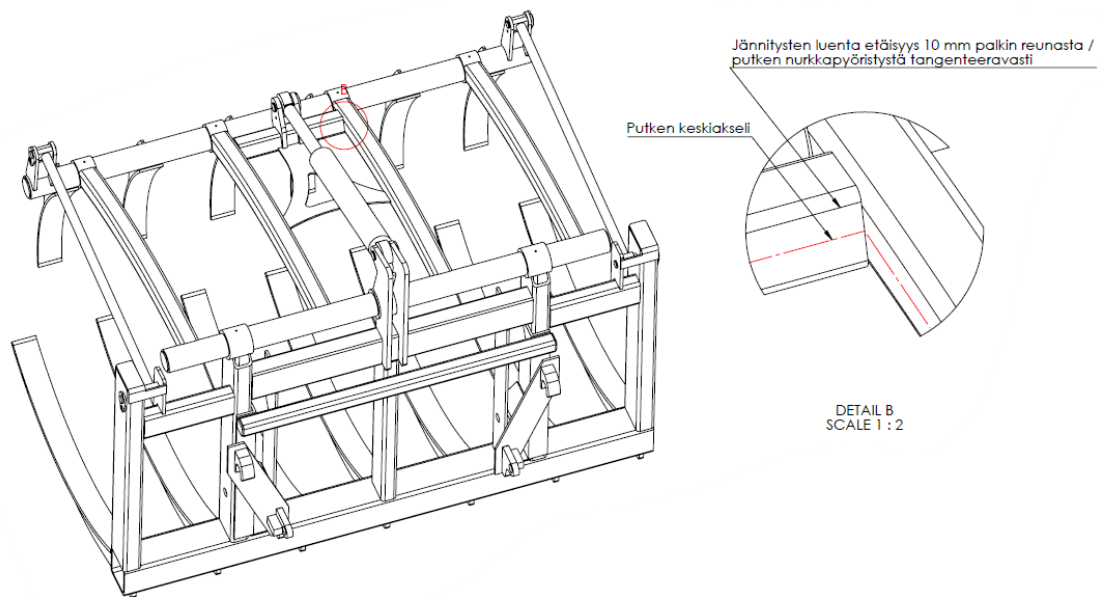
### 5.3 Pintaa pitkin lineaarisoinnalla

Jännitysten tarkasteluissa tutkittiin jännitysten jakaantumista aiemmin tarkempaan tarkasteluun valituille detaljeille. Kuvassa 24 on esitetty monitoimikouran rungossa oleva keskimäinen pystyputki, josta jännitykset luetaan. Kuvassa 25 on esitetty monitoimikouran vaakaputki, josta jännitykset luetaan. Kuormitus tapahtuu esitellyssä esimerkissä keskeisesti, joten symmetriaa hyödyntämällä voidaan jännitykset tarkastella vain toiselta puolelta putkea, tätä menetelmää on hyödynnetty kuvissa 26 ja 27. Jännitykset luetaan 10 mm putken reunasta, kohdasta, johon todellisen rakenteen putken pyöristys loppuu, eli nurkkapyöristystä tangenteeravasti.

Laskentamallissa tehtyjen yksinkertaistusten takia jouduttiin putkien pyöristykset poistamaan. Tarkasteluetaäisyydeksi on valittu 10 mm putken reunasta kohta, jossa nurkkapyöristys loppuu. Tätä tarkasteluetaäisyyttä tullaan myös käyttämään mahdollisesti tulevaisuudessa tehtävissä kenttämittauksissa, jonka vuoksi tarkasteluetaisyys haluttiin pitää todellista geometriaa vastaavana.



**Kuva 24.** Jännitysten luenta etäisyydet monitoimikouran pystyputkesta



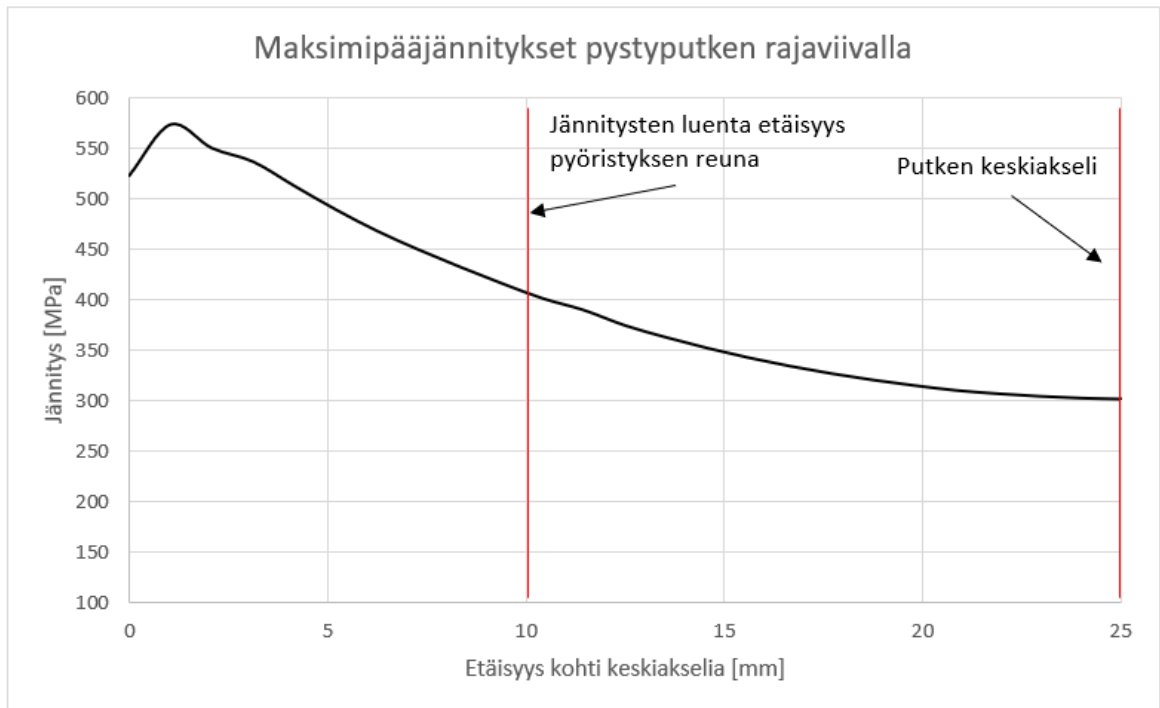
**Kuva 25.** Jännitysten luentaetäisyydet monitoimikouran vaakaputkesta

Kuvassa 26 on esitetty maksimipääjännitys jakauma kuvassa 24 esitetyn rungon pystyputken ja vaakaputken hitsin rajaviivalla.

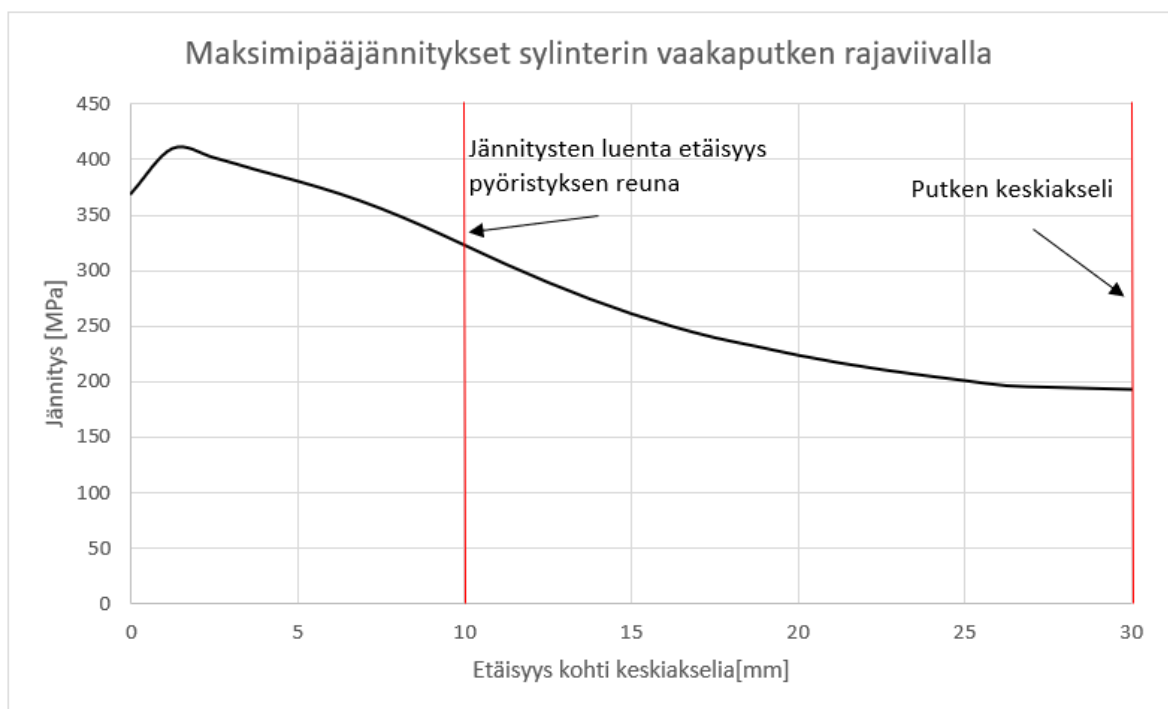
Kuvassa 25 esitetyn sylinterin vaakaputkelle tehtiin vastaava tarkastelu, jonka jännityskuvaaja on esitetty kuvassa 27.

Jännityskuvaajista voidaan huomata, että jännitys saavuttaa maksimiarvonsa putken uuman kohdalla. Jännitysten tarkastelut tehtiin kuvassa 26 ja kuvassa 27 esitetyiltä tarkastelutasoilta, joiden perustelut olivat esitetty aiemmin tekstissä, sekä graafisesti kuvissa 24 ja 25. Samoja tarkastelutasoja on käytetty kaikissa tässä työssä käsiteltyjen mallien analysoinnissa.

Pinnan suuntainen ekstrapolointi suoritettiin kohdassa 3.2.1 esitetyn menetelmän mukaisesti. Luettavat jännitykset tutkittiin  $0.4t$  ja  $1.0t$  kohdalta hitsin rajaviivasta aiemmin kuvatuilta tarkastelutasoilta. Luettaviksi jännityksiksi valittiin kuvan 21 mukaisesti kaksi solmupistettä. Solmujännityksistä laskettu hot-spot jännitykset eri kuormituksilla on esitetty kuvassa 28.

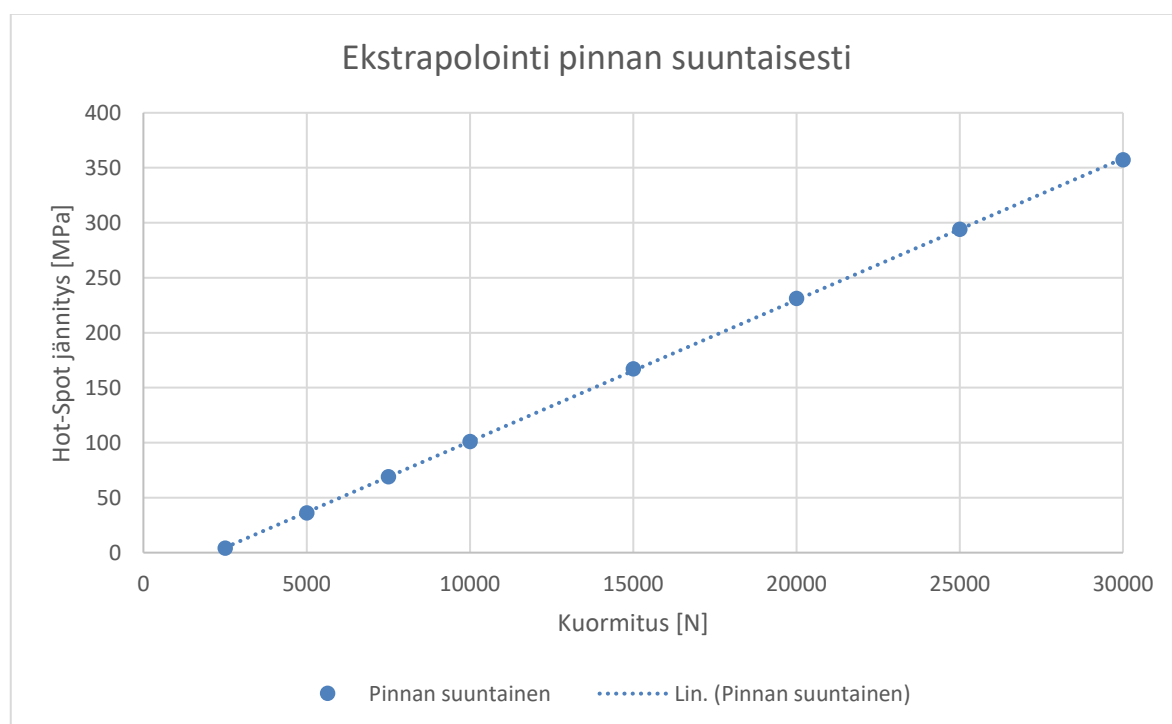


**Kuva 26.** Maksimipääjännitys jakauma pystyputken hitsin rajaviivalla.



**Kuva 27.** Maksimipääjännitys jakauma sylinterin vaakaputken hitsin rajaviivalla.

Kuvasta 28 todetaan, että epälineaariset kitkakontaktit ja liitokset eivät vaikuta merkittävästi ekstrapoloinnin tuloksiin, sillä rakenne käyttäytyy kuormituksesta riippumatta lähes lineaarisesti. Taulukossa 4 on esitetty kuormituksia vastaava jännitys ja tätä vastaava väsymiskes-toikä sykleissä.



**Kuva 28.** Hot-Spot jännitykset lineaarisoimalla pinnan suuntaisesti, monitoimikouran pystyputkessa.

*Taulukko 4. Ekstrapolointi pinnan suuntaisesti*

| Ekstrapolointi pinnan suuntaisesti rungon pystyputki     |          |          |          |          |          |          |          |          |
|--|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| Kuorma (N)   | 30000    | 25000    | 20000    | 15000    | 10000    | 7500     | 5000     | 2500     |
| $\Delta\sigma_{hs}$                                      | 357      | 294      | 231      | 167      | 101      | 69       | 36       | 4        |
| Kestoikä   | 4,40E+04 | 7,87E+04 | 1,62E+05 | 4,29E+05 | 1,94E+06 | 6,09E+06 | 4,29E+07 | 3,13E+10 |
| Ekstrapolointi pinnan suuntaisesti sylinterin vaakaputki |          |          |          |          |          |          |          |          |
| Kuorma (N)   | 39270    |          |          |          |          |          |          |          |
| $\Delta\sigma_{hs}$                                      | 186      |          |          |          |          |          |          |          |
| Kestoikä   | 3,09E+05 |          |          |          |          |          |          |          |

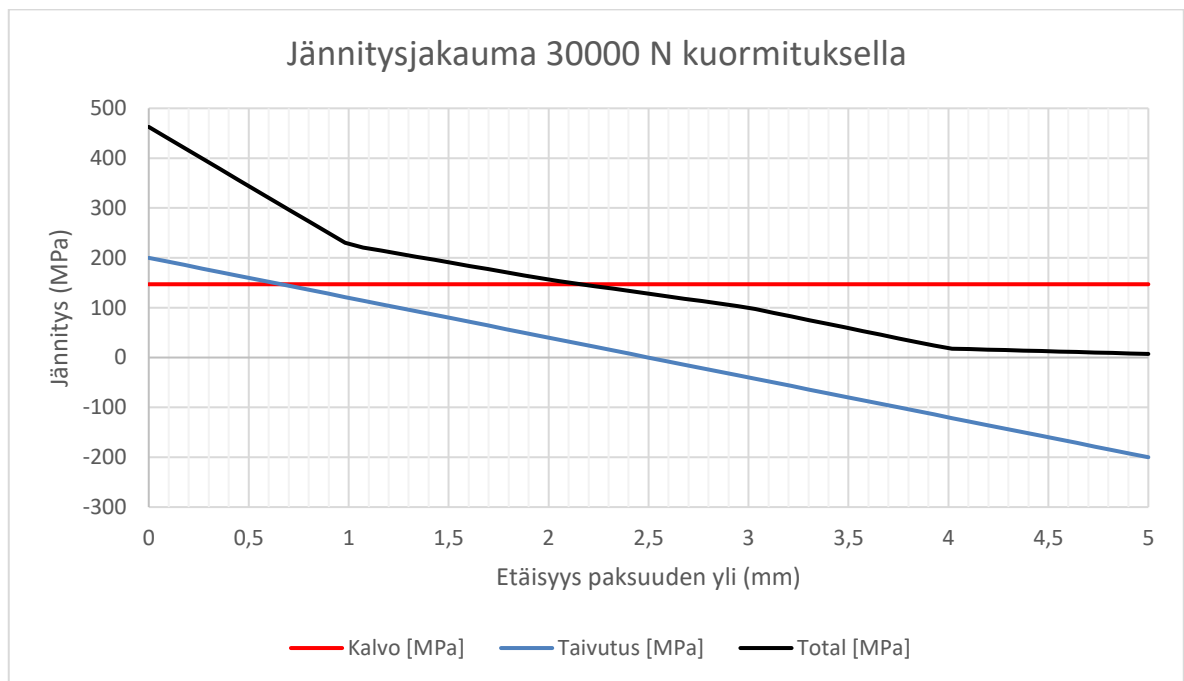
Tarkat laskelmat kaikilla kuormituksilla on esitetty tarkemmin liitteissä. Sylinterin vaakaputken laskennassa kuormittavana voimana on käytetty sylinterin maksimivoimaa 39270 N 200 bar paineella.



## 5.4 Paksuuden yli lineaarisointi

Paksuuden yli lineaarisointi on tehty pohjalevyn paksuuden yli samalta tarkasteluetäisyydeltä kuin pinnan suuntaisessa lineaarisoinnissa.

Pinnan suuntaisella lineaarisoinnilla saadaan selville hitsin rajaviivan hot-spot jännitys. Paksuuden yli tehtävällä tarkastelulla voidaan selvittää myös eri jännityskomponenttien osuudet. Monitoimikouran pystyputken rajaviivalta läpi pohjalevyn paksuuden tehty tarkastelu kuvassa 29 esittää rasitusjakauman eri komponenttien osalta 30000 N kuormituksella. Liitteissä on esitetty myös muiden kuormitusten rasitusjakaumat.



**Kuva 29.** Monitoimikouran pystyputken jännitys jakauma.

Kuvasta 29 voidaan huomata, että kalvo ja taivutusjännityksen käyrien leikkauskohta on noin 0.5 mm etäisyydellä pinnasta.

Tarkastelemalla kohdassa 5.2 esitettyä globaalin mallin jännityksiä huomattiin, että suurin jännityshuippu sijaitsee pystypalkin hitsin rajaviivalla. Tarkastelemalla kuvaa 29 voidaan

havaita, että 0.5 mm jälkeen levyn pinnasta sen paksuuden yli ei taivutusjännityskomponentti ole enää hallitseva, sen laskiessa alle kalvojännityskomponentin osuuden. Kokonaisjännitykset ylittävät S355 materiaalin myötörajan levyn pinnassa, mutta 0.5 mm etäisyydellä pinnasta jännitykset ovat enää 335 MPa.

Kuvasta 29 nähdään, että jännitykset ylittävät materiaalin myötörajan, mutta tasoittuvat nopeasti ollen jo 0.5 mm etäisyydellä pinnasta alle 350 MPa. Rakenteesta on poistettu nurkan pyöristykset, jotta yhtenäinen elementtiverkko saatiin tehtyä. Tarkasteluetäisyys on 10 mm putkenreunasta eli todellisen pyöristyksen alkamiskohdasta. Putken terävänurkka aiheuttaa myös singulariteettejä, jotka ovat riippuvaisia laskentaverkotiheydestä.

Haurailta materiaaleilla tätä voidaan tarkastella lineaaris-elastisen materiaalimallin kautta analysoimalla särönkasvua. Käytettävä materiaali on S355 luokan terästä, materiaalipaksuus ole kovin suuri, eikä transitiolämpötilaa ylitetä, jolloin materiaalin voidaan olettaa käyttäytyvän sitkeästi. Sitkeästi käyttäytyvän materiaalin voidaan olettaa myötäävän ennen murtumista.

Rakenteen toiminnan ja suunnittelun kannalta ei ole tarpeellista estää plastista muodonmuutosta kaikissa yksityiskohdissa, vaan varmistaa rakenteentoimivuus ja estää merkittävät pysyvät muodonmuutokset, jolloin paikallisten huippujännitysten tarkastelu ei ole mielekästä.

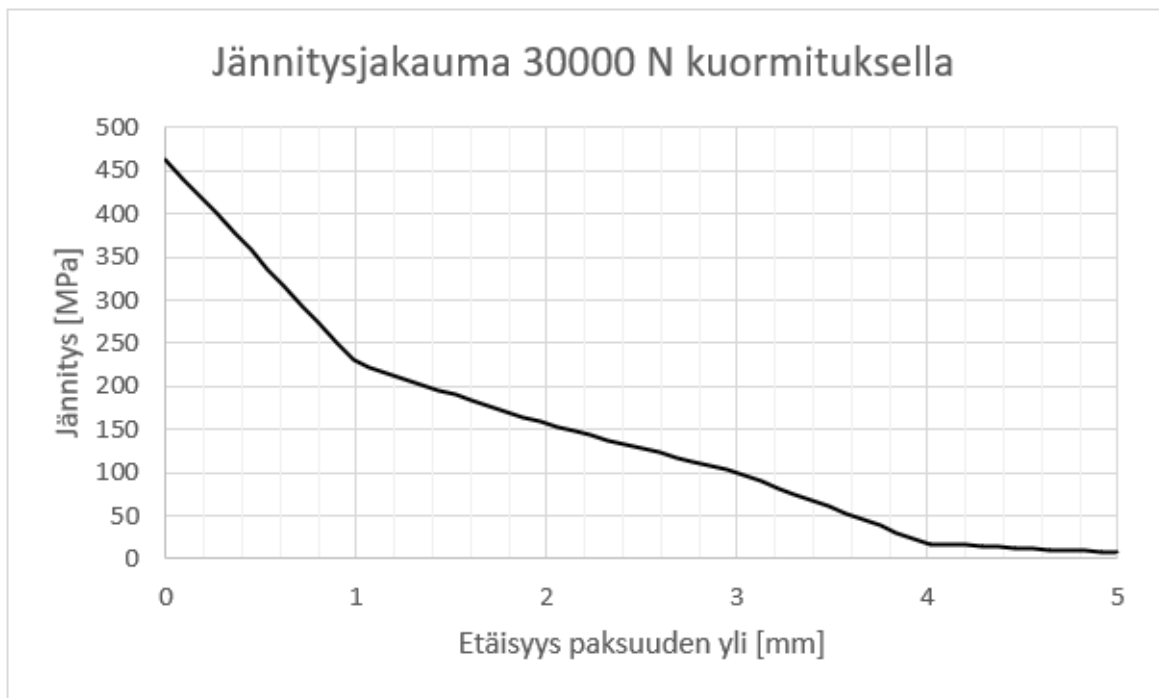
Huippujännityksen kuitenkin ylittäen paikallisesti myötörajan myötää rakenne vähän, kuorman kuitenkin jakaantuessa välittömästi uudelleen ympäröivään rakenteeseen. Pysyvämuodonmuutos jää tällöin hyvin pieneksi eikä sillä ole merkitystä rakenteen toimintaan.

Taulukko 5. Linearisointi paksuuden yli.

| Linearisointi paksuuden yli: Rungon pystyputki     |          |          |          |          |          |          |          |          |
|--|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| Kuorma (N)   | 30000    | 25000    | 20000    | 15000    | 10000    | 7500     | 5000     | 2500     |
| $\Delta\sigma_{hs}$                                | 347      | 284      | 222      | 159      | 96       | 65       | 36       | 2        |
| Kestoikä   | 4,80E+04 | 8,70E+04 | 1,84E+05 | 4,99E+05 | 2,25E+06 | 7,35E+06 | 4,40E+07 | 2,24E+11 |
| Linearisointi paksuuden yli: Sylinterin vaakaputki |          |          |          |          |          |          |          |          |
| Kuorma (N)   | 39270    |          |          |          |          |          |          |          |
| $\Delta\sigma_{hs}$                                | 182      |          |          |          |          |          |          |          |
| Kestoikä   | 3,34E+05 |          |          |          |          |          |          |          |

### 5.5 Dongin menetelmällä

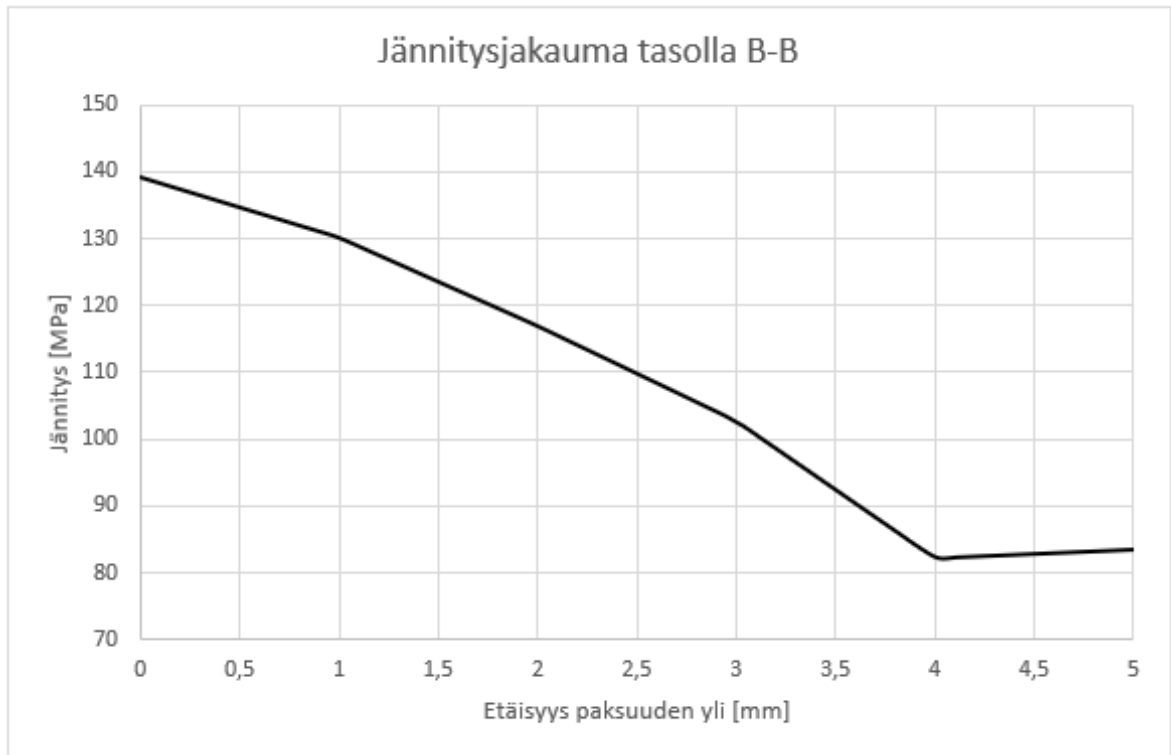
Dong'in menetelmä perustuu kappaleessa 3.2.3 esitettyyn teoriaan jännitysten mittaamisesta kahdelta eri tasolta. Dong'in menetelmässä on mitattu hitsin rajaviivan yli vaikuttava normaalijännitysjaakauma, samoin kuin paksuuden yli linearisoinnissa. Tätä leikkaustasoa kutsutaan Dong'in menetelmässä tasoksi A-A. Tässä tasossa vaikuttava normaalijännitysjaakauma on esitetty kuvassa 30.



Kuva 30. Jännitysjaakauma tasossa A-A.

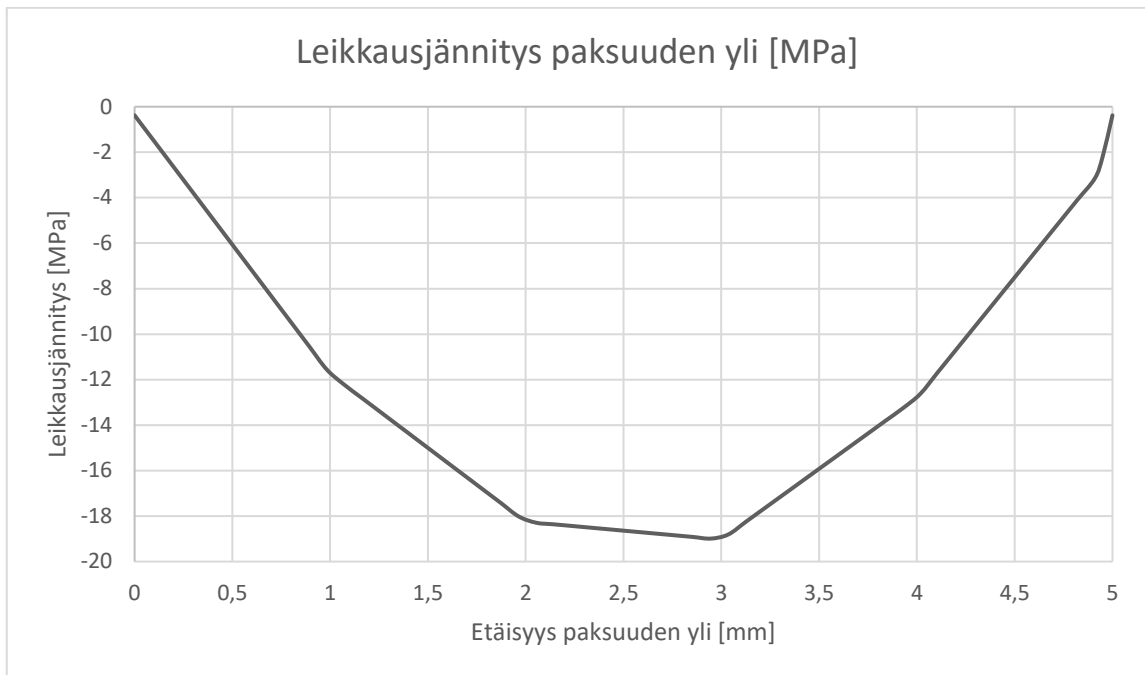
Referenssitasolta B-B, jonka etäisyys tasoon A-A on lähteen (Dong 2001) mukaan valittu 6 mm. Referenssitasolta B-B mitattujen normaalijännitysten jakauma on esitetty kuvassa 31.

Verrattaessa kuvan 31 kuvaan 30 voidaan havaita, että jännitystason laskiessa ja etäisyyden kasvaessa reagoi jännityskuvaaja muutoksiin kuvan 30 peilikuvana.



**Kuva 31.** Jännitys jakauma tasolla B-B.

Leikkaustasossa B-B olevat leikkausjännitykset pohjalevyn paksuuden yli on esitetty kuvassa 32.



Kuva 32. Leikkausjännitys kuvaaja tasossa B-B.

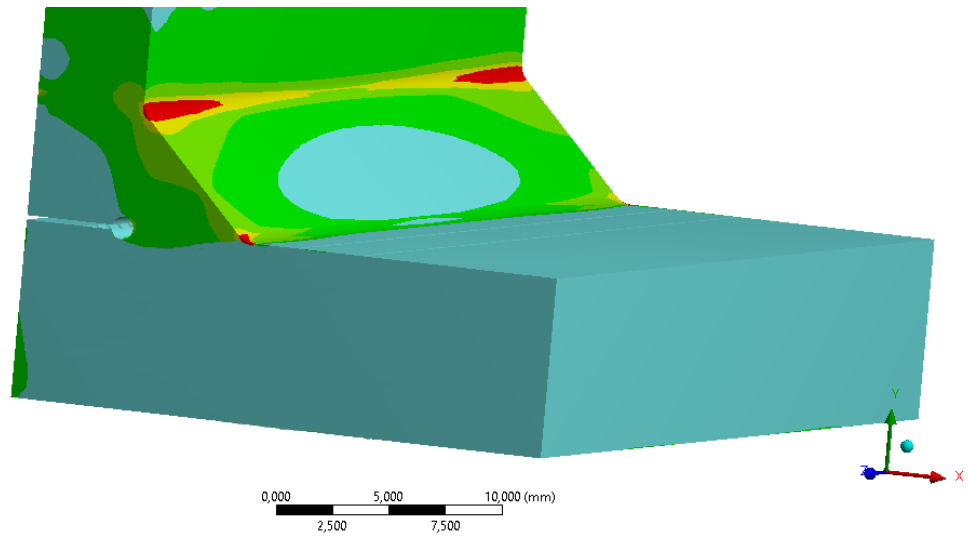
Taulukossa 6 on esitetty Dong:in menetelmän mukaisesti lasketut jännitykset ja niitä vastaavat kestoajat sykleissä.

Taulukko 46. Dong:in menetelmä.

| Dong:in menetelmä: Rungon pystyputki      |          |          |          |          |          |          |          |          |
|---|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| Kuorma (N)                                | 30000    | 25000    | 20000    | 15000    | 10000    | 7500     | 5000     | 2500     |
| $\Delta\sigma_{hs}$                       | 341      | 281      | 219      | 158      | 96       | 65       | 34       | 4        |
| Kestoikä                                  | 6,94E+04 | 1,39E+05 | 3,40E+05 | 1,11E+06 | 6,64E+06 | 2,67E+07 | 2,67E+08 | 9,00E+11 |
| Dong:in menetelmä : Sylinterin vaakaputki |          |          |          |          |          |          |          |          |
| Kuorma (N)                                | 39270    |          |          |          |          |          |          |          |
| $\Delta\sigma_{hs}$                       | 174      |          |          |          |          |          |          |          |
| Kestoikä                                  | 7,80E+05 |          |          |          |          |          |          |          |

## 5.6 Tehollisen loviännityksen menetelmä

Tehollisen loviännityksen menetelmässä mallinnettiin hitsin rajaviiva ja juurenpuoli kappaleessa 3.3 esiteltyjen menetelmien mukaisesti. Hitsin juurenpuolen jännitykset pysyivät alle 200 MPa, eikä niitä valittu tarkempiin tarkasteluihin, sillä hitsin rajaviivan jännitykset, nousivat juurenpuolta suuremmiksi. Jännitykset hitsin rajaviivalla esitetty kuvassa 33.



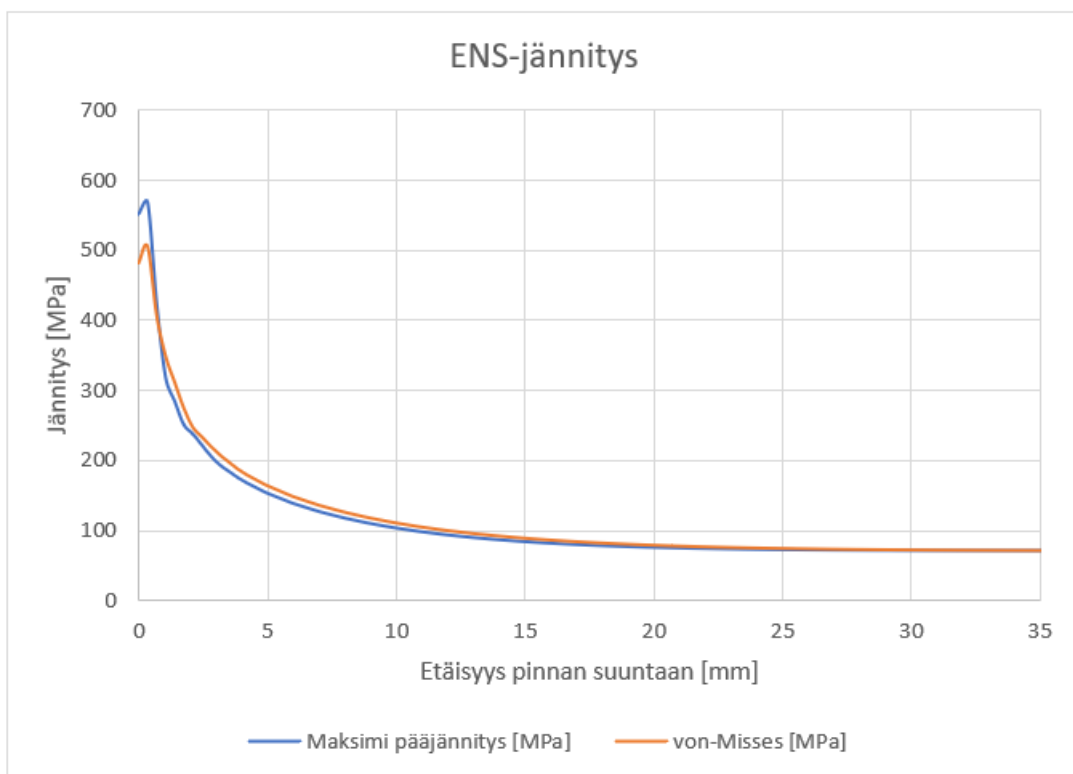
**Kuva 33.** ENS-jännitykset

Hitsin rajaviivan jännityksiä tutkittiin maksimipääjännityksien ja von-Mises vertailujännitysten menetelmillä.

Taulukossa 7 on esitetty lovijännitysmenetelmällä saatuja tuloksia hitsin rajaviivalta. Kuten taulukosta voidaan havaita, von-Mises menetelmällä saadut jännitykset ovat jokaisella mitauspisteellä pääjännityksiä pienemmät. Kuvassa 34 on esitetty hitsin rajaviivan jännitykset kohtisuoraan hitsin rajaviivaa vastaan. Kuten kuvaajasta voidaan havaita pienempien jännityskenttien alueella eroa näissä menetelmissä ei juuri ole. Hitsin rajaviivan läheisyydessä jännitysten kasvaessa voidaan nähdä jännitysten saavan toisistaan poikkeavia lukuja, joskin käyttäytyvän edelleen samanlaisesti.

Taulukko 7. Tehollisen loivijännityksen menetelmä

| ENS: Rungon pystyputki von-Misses         |          |          |          |          |          |          |          |          | Vaakaputki |
|---|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|------------|
| Kuorma (N)                                | 30000    | 25000    | 20000    | 15000    | 10000    | 7500     | 5000     | 2500     | 39270      |
| $\sigma_{nl,eff}$                         | 505      | 433      | 362      | 260      | 166      | 107      | 53       | 7        | 349        |
| Kestoikä                                  | 1,24E+05 | 1,97E+05 | 3,37E+05 | 9,10E+05 | 3,50E+06 | 1,31E+07 | 1,07E+08 | 4,66E+10 | 3,76E+05   |
| ENS: Rungon pystyputki maksimipääjännitys |          |          |          |          |          |          |          |          |            |
| Kuorma (N)                                | 30000    | 25000    | 20000    | 15000    | 10000    | 7500     | 5000     | 2500     | 39270      |
| $\sigma_{nl,eff}$                         | 568      | 495      | 421      | 303      | 188      | 125      | 58       | 8        | 379        |
| Kestoikä                                  | 1,24E+05 | 1,88E+05 | 3,05E+05 | 8,19E+05 | 3,43E+06 | 1,17E+07 | 1,17E+08 | 4,45E+10 | 4,18E+05   |



Kuva 34. Jännitykset hitsin rajaviivalla.

## 6 TULOSTEN TARKASTELU

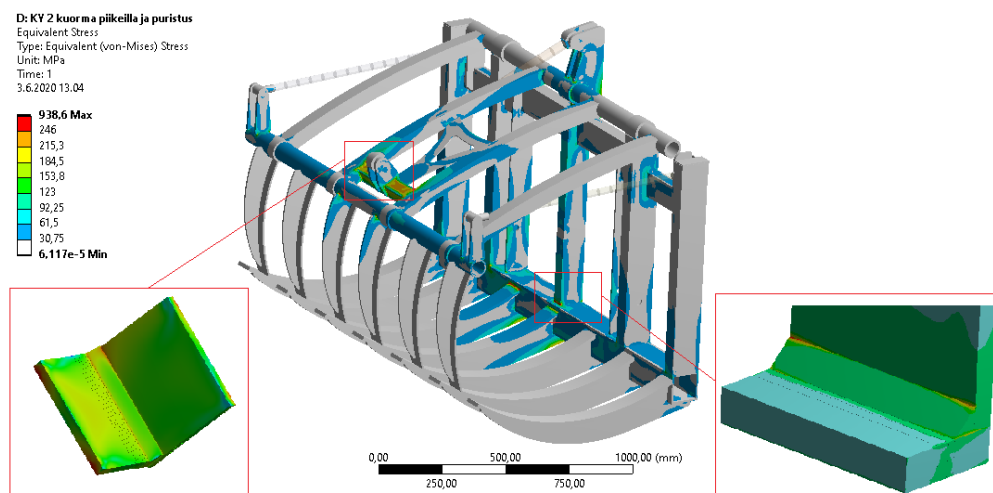
Väsymiskestävyydet on laskettu viidellä erilaisella menetelmällä; pinnansuuntainen ekstrapolointi, paksuuden yli lineaarisointi sekä Dong:in menetelmä kuuluvat rakenteellisten jännityksien menetelmiin.

Tulokset perustuvat arvioituihin rasituksiin monitoimikourassa. Tässä työssä ei arvioida tulosten tarkkuutta, sillä ne vaatisivat kenttäolosuhteissa tehtäviä mittauksia todellisen tilastollisen rasitusjakautuman selvittämiseksi. Tässä työssä sen sijaan tehdään tarkasteluja viidellä erilaisella menetelmällä ja vertaillaan näistä saatuja tuloksia.

Työssä tehtiin tarkasteltavista yksityiskohdista alimallit, joihin mallinnettiin myös hitsit. Alimallien kuormitukset tuotiin globaalista mallista.

FEM analysoinnissa tulosten keskiarvoitusvirheen eliminointi on tärkeä huomioida, jotta tulokset ovat luotettavia. Tässä työssä Cad-mallit jaettiin omiin alueisiin aiemmin esitettyjen kuvien 18,19 ja 20 mukaisesti. Tällä menetelmällä voidaan eliminoida keskiarvoitusvirhe esimerkiksi hitsinrajaviivalla tapahtuvan jännitysten linearisoinnin yhteydessä.

Rakenteen kriittiset kohdat olivat kuvan 35 mukaisesti rungon keskimmäisen pystyputken sekä sylinterin kuormittavan vaakapalkin liitokset.

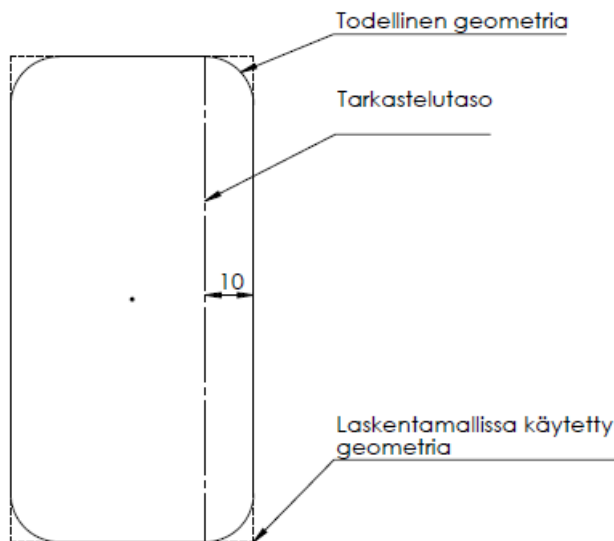


Kuva 35. Rakenteen kriittiset kohdat.



Tehollisen lovijännitysmenetelmän käytössä mallinnettiin myös hitsin rajaviivalla 1 mm säteellä oleva pyöristys. Tämän lisäksi juurenpuoli jaettiin IIW:n mukaisiin aiemmin käsitelyihin mallinnus suosituksiin.

Tuloksiin vaikuttaa valittu tarkastelutaso. Työssä jouduttiin poistamaan laskentamallista putkipalkkien nurkkapyöristykset. Laskentamallissa suurimmat jännitykset syntyivät putkipalkkien nurkkiin eli kohtiin, joissa todellisessa rakenteessa nurkkapyöristykset ovat. Tarkastelutasoiksi valittiin todellisen geometrian nurkkapyöristysten alkamislinja. Jännitysten lukeminen tehdään nurkkapyöristyslinjaa tangenteeravasti kuvan 36 mukaisesti.



**Kuva 36.** Pystyputken geometria.

Rakenteellisen jännityksen menetelmässä verkotus tehtiin 1 mm parabolisilla elementeillä. Työssä kokeiltiin myös lineaarisia elementtejä, mutta pinnan suuntaisessa ekstrapoloinnissa tarkkuudessa ei ollut merkittävää eroa.

Kuormitusta vastaava kestoikä on esitetty taulukossa 8. Tarkemmat laskelmat eri kuormituksista löytyvät liitteistä.

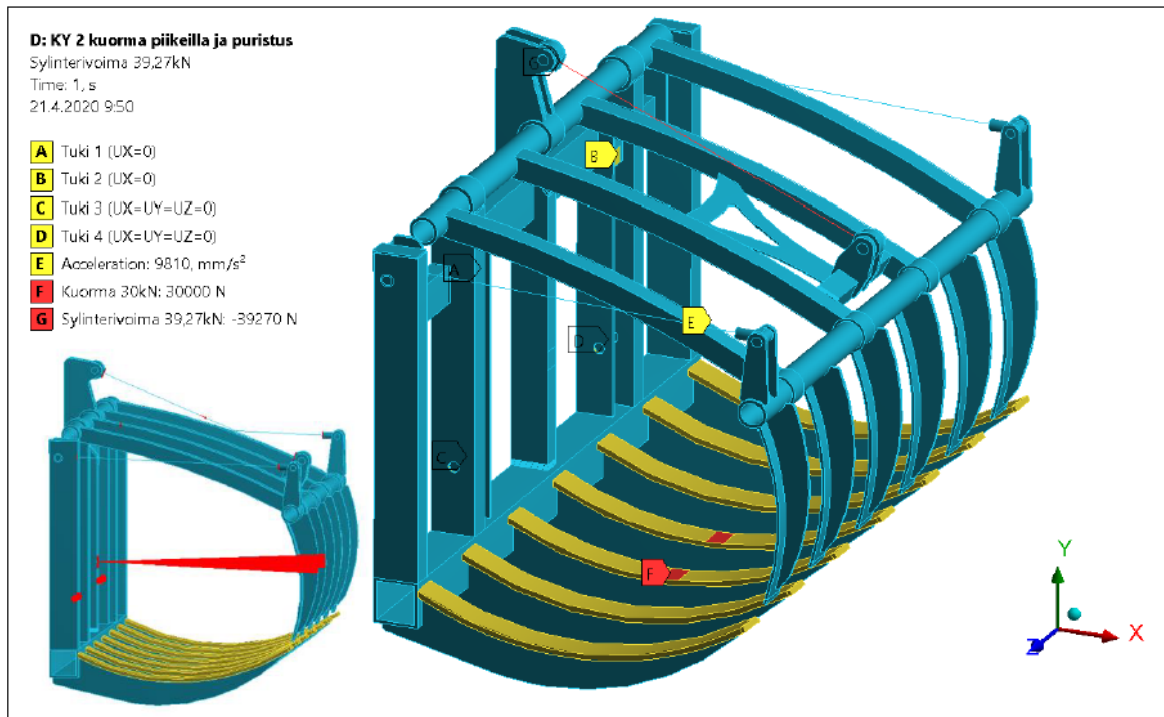
Taulukko 8. Tulosten yhteenveto

| Ekstrapolointi pinnan suuntaisesti rungon pystyputki |          |          |          |          |          |          |          |          | Vaakaputki |
|--|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|------------|
| Kuorma (N)   | 30000    | 25000    | 20000    | 15000    | 10000    | 7500     | 5000     | 2500     | 39270      |
| $\Delta\sigma_{hs}$                                  | 351      | 291      | 228      | 166      | 101      | 69       | 37       | 4        | 186        |
| Kestoikä   | 4,40E+04 | 7,87E+04 | 1,62E+05 | 4,29E+05 | 1,94E+06 | 6,09E+06 | 4,29E+07 | 3,13E+10 | 3,09E+05   |
| Linearisointi paksuuden yli: Rungon pystyputki       |          |          |          |          |          |          |          |          | Vaakaputki |
| Kuorma (N)   | 30000    | 25000    | 20000    | 15000    | 10000    | 7500     | 5000     | 2500     | 39270      |
| $\Delta\sigma_{hs}$                                  | 347      | 284      | 222      | 159      | 96       | 65       | 36       | 2        | 182        |
| Kestoikä   | 4,80E+04 | 8,70E+04 | 1,84E+05 | 4,99E+05 | 2,25E+06 | 7,35E+06 | 4,40E+07 | 2,24E+11 | 3,34E+05   |
| Dong:in menetelmä: Rungon pystyputki                 |          |          |          |          |          |          |          |          | Vaakaputki |
| Kuorma (N)   | 30000    | 25000    | 20000    | 15000    | 10000    | 7500     | 5000     | 2500     | 39270      |
| $\Delta\sigma_{hs}$                                  | 341      | 281      | 219      | 158      | 96       | 65       | 34       | 4        | 174        |
| Kestoikä   | 6,94E+04 | 1,39E+05 | 3,40E+05 | 1,11E+06 | 3,64E+06 | 2,67E+07 | 2,67E+08 | 9,00E+11 | 7,80E+05   |
| ENS: Rungon pystyputki von-Mises                     |          |          |          |          |          |          |          |          | Vaakaputki |
| Kuorma (N)   | 30000    | 25000    | 20000    | 15000    | 10000    | 7500     | 5000     | 2500     | 39270      |
| $\sigma_{nl,eff}$                                    | 505      | 433      | 362      | 260      | 166      | 107      | 53       | 7        | 349        |
| Kestoikä   | 1,24E+05 | 1,97E+05 | 3,37E+05 | 9,10E+05 | 3,50E+06 | 1,31E+07 | 1,07E+08 | 4,66E+10 | 3,76E+05   |
| ENS: Rungon pystyputki maksimipääjännitys            |          |          |          |          |          |          |          |          | Vaakaputki |
| Kuorma (N)   | 30000    | 25000    | 20000    | 15000    | 10000    | 7500     | 5000     | 2500     | 39270      |
| $\sigma_{nl,eff}$                                    | 568      | 495      | 421      | 303      | 188      | 125      | 58       | 8        | 379        |
| Kestoikä   | 1,24E+05 | 1,88E+05 | 3,05E+05 | 8,19E+05 | 3,43E+06 | 1,17E+07 | 1,17E+08 | 4,45E+10 | 4,18E+05   |

Kuormituksen tuominen monitoimikouran runkoon on tehty epälineaarisilla kontakteilla sekä epälineaarisella liitoksella, jonka periaate on esitetty kuvassa 37.

Laskennassa on otettu mukaan useampia kuormitustilanteita, koska kuvassa 37 esitetty kyt-kentä olisi voinut muuttua tilannetta kiven tilavuuden muuttuessa ja tätä kautta kontaktipinnan muuttuessa pystyputkissa ja yläpiikeissä erikohdille.

Tässä analyysissä kontaktipintojen korkeudella oli kuitenkin erittäin pieni merkitys tuloksiin.

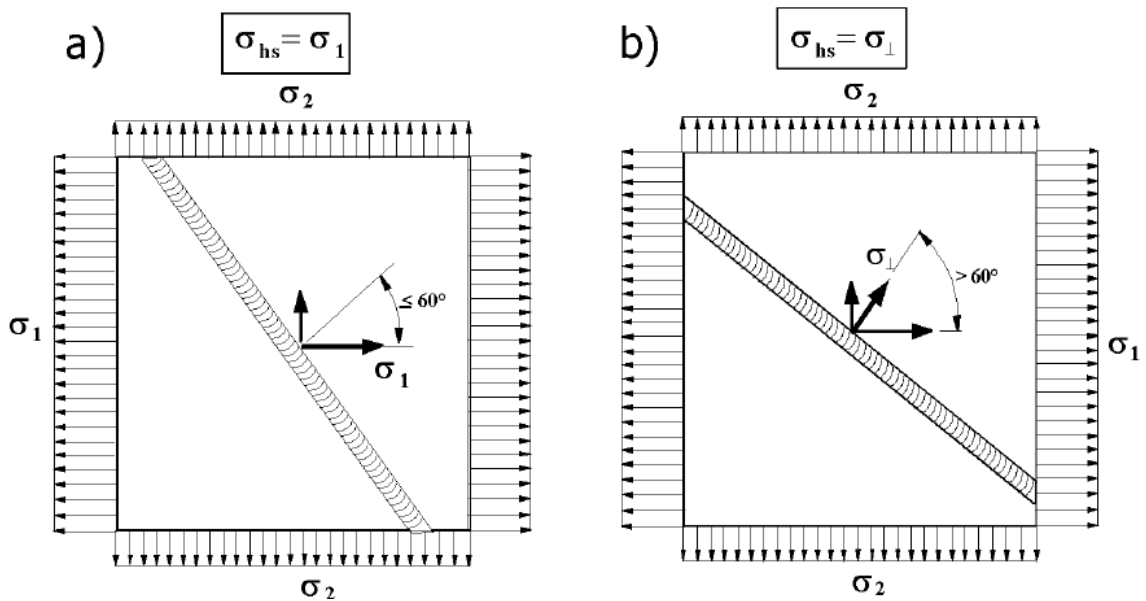


**Kuva 37.** Kuormituksen kytkentä runkoputkeen.

Ekstrapolointi pinnan suuntaisesti 30 000 N kuormituksella antaa kestoiksi 43 957 työkierroa.

Tarkasteltavat jännitykset valittiin IIW:n ohjeiden mukaan kuvan 38 esittämällä tavalla. Hittsiä vastaan kohtisuoran suunnan ja suuremman pääjännityksen  $\sigma_1$  välisen kulman ollessa maksimissaan 60 astetta, voidaan käyttää  $\sigma_s = \sigma_1$ . Mikäli kulma olisi suurempi, tulisi laskea kohtisuoran suunnan jännitys erikseen. (Hobbacher 2008)

Analysoiduissa malleissa jännitykset luettiin kuvan 36 esittämästä tarkastelulinjasta eli kohdalta, joissa todellisessa mallissa nurkkapyöritykset loppuvat pysty ja vaakaputkessa. Analyysissä suurimmat jännitykset syntyivät putken teräviin nurkkiin. Tulevaisuudessa mahdollisissa mittauksissa voidaan jännitykset mitata myös samoilta kohdilta, kuin tässä työssä tehdyissä analyyseissä.



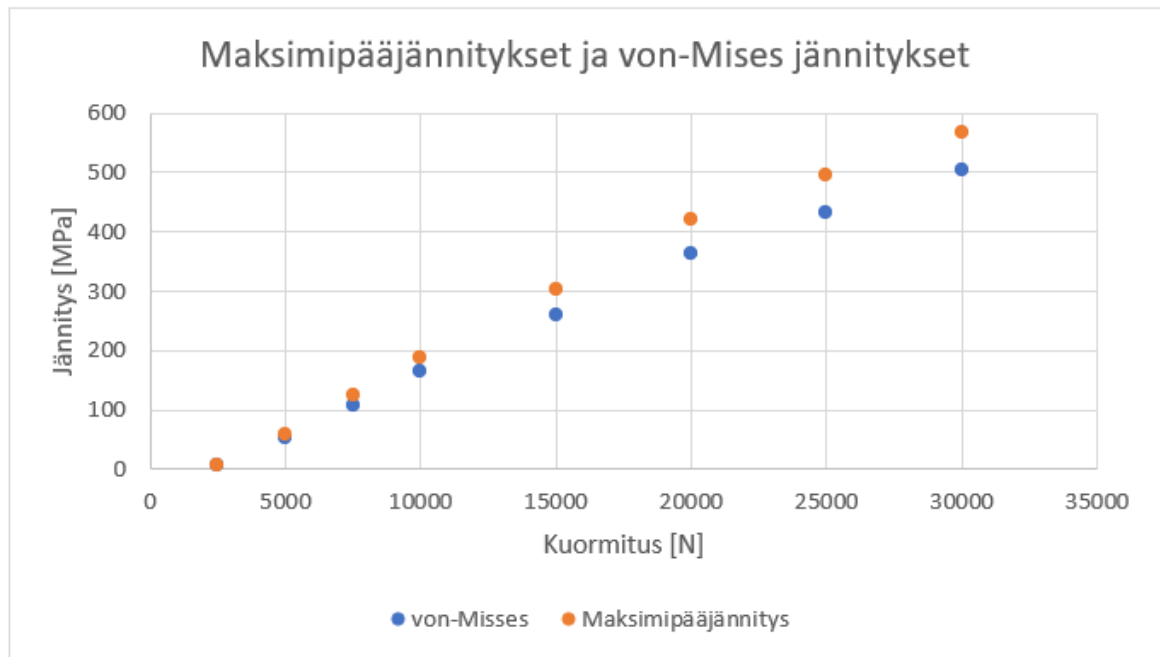
Kuva 38. Kaksiakselinen jännitys (Hobbacher 2008)

Rakenteellisen jännityksen menetelmässä paksuuden yli lineaarisoimalla saadaan kestoikäksi 30 000 N kuormituksella 4 047 työkiertoa pidempi kestoikä. Paksuuden yli lineaarisointi antaa järjestelmällisesti suurempia kestoikiä, kuin pinnan suuntaisesti tehdyn ekstrapoloinnin tulokset. Rakenteessa vaikuttavien jännityskomponenttien selvittäminen on mahdollista paksuuden yli tehtävällä tarkastelulla.

Dong:in menetelmällä tehdyissä tarkasteluissa 3 000 N kuormituksella saadaan pinnansuuntaisesti ekstrapoloituihin tuloksiin verrattuna 25 424 työkiertoa suurempi kasvuikä. Dong:in menetelmän eroina ekstrapolointiin pinnan suuntaan tai paksuuden yli voidaan huomata, että Dong:in menetelmässä pinnan ja paksuuden yli muuttuvat jännitykset on huomioitu edellisiä menetelmiä tarkemmin, joka näkyy suurempina kestoikinä. Dong:in esittää tutkimuksissaan, ettei menetelmä ole kriittinen käytetylle verkotuskoolle (Dong 2001), joka tämän tutkimuksen perusteella pitää paikkansa.

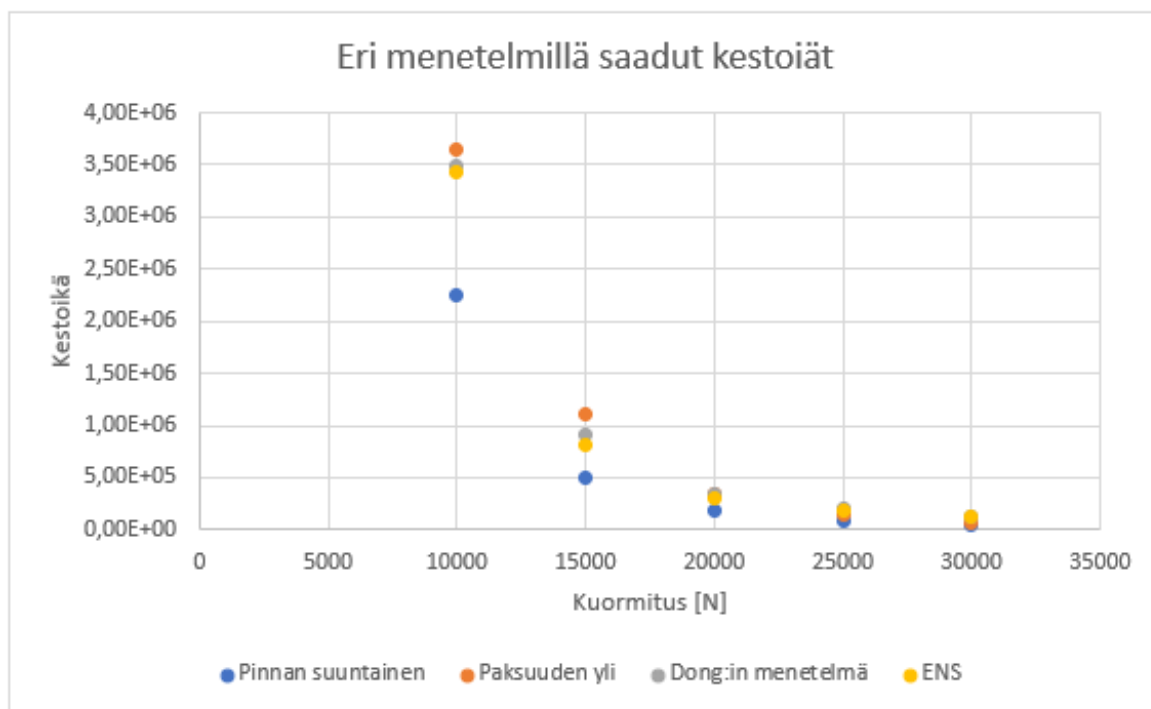
Tehollisen lovijännityksen menetelmässä kestoikäksi saadaan 3 000 N kuormituksella maksimipääjännityksiä käyttäen 80 361 työkiertoa pidempi kestoikä, kuin pinnansuuntaisesti tehtyjen ekstrapolointien. Tehollisen lovijännityksen menetelmässä tarkastelut voidaan tehdä käyttämällä maksimipääjännityksiä tai von-Mises jännityksiä. Maksimipääjännitysten ja von-Mises jännitysten arvot eri kuormituksilla on esitetty kuvassa 39.

Tehollisen lovijännityksen ja Dong:in menetelmän tehtyjen tarkastelujen erot ovat yllättävän pieniä. Tehollisella lovijännityksen menetelmällä voidaan kuitenkin selvittää myös juuren puolen väsymisen kestoikä. Tehollisen lovijännityksen mallin tekeminen on kuitenkin huomattavasti haastavampaa ja työläämpää.



Kuva 39. Maksimipääjännitykset ja von-Mises jännitykset.

Kuvassa 40 on esitetty eri menetelmillä saadut kestoikä erilaisten menetelmien suhteen. Suurin hajonta tulee pinnan suuntaiseen ekstrapolointiin, jonka tulokset jäävät merkittävästi pienemmiksi hyvin nopeasti jännitysten laskiessa. Tämän perusteella voidaankin pitää parempana menettelynä selvittää kuormitusten laskiessa jännitykset rakenteen paksuuden yli.



**Kuva 40.** Eri menetelmillä saadut kestoajat.

## 7 YHTEENVETO

Hitsattujen rakenteiden kestoiät määräytyvät monen tekijän summasta. Hitsattujen rakenteiden tulee kestää staattiset ja dynaamiset kuormitukset ja korroosion vaikutukset. Yhtenä yleisempänä kestoikään rajoittavana tekijänä pidetään väsymistä. Tässä työssä tutkittiin erilaisia FE-mallinnustekniikoita, kontakteja ja muita menetelmiä voidaan soveltaa monitoimikouran kestoikäarviointiin.

FE-analyysit vaativat toimiakseen tarkasti määritellyn joukon erilaisia laskentaparametrejä. Monitoimikouran analysointi osoittautui odotettua haastavammaksi lukuisten nivelien ja kontaktipintojen asettamien rajoitteiden suhteen. FE-mallin haluttiin käyttäytyvän mahdollisimman todenmukaisesti, joten kaikki nivelet ja kontaktit mallinnettiin epälineaarisilla kontakteilla.

Työssä käytetyt väsymistarkastelumenetelmät voidaan jaotella ryhmiin, jotka ovat rakenteellisen jännityksen menetelmä, lovijännityksen menetelmä. Tässä työssä rakenteellisen jännityksen menetelmään kuuluvat pinnan suuntaisesti ekstrapolointi, paksuuden yli lineaarisointi ja Dong:in menetelmä. Nimellisen jännityksen menetelmää, eikä murtumismekanikan menetelmää tässä työssä käytetty, mutta ne haluttiin kuitenkin esitellä teorian osalta mahdollisten tulevaisuudessa tehtävien jatkotutkimustarpeiden näitä vaatiessa.

Rakenteen pienimmäksi kestoiäksi saatiin pinnansuuntaisesti ekstrapoloimalla 43957 työkiertoa, 3000 N kuormituksella. Kestoiätarkasteluissa kuitenkin rakenteen jännitys jakauma vaikuttaa merkittävästi saatuihin tuloksiin. Pinnan suuntaisessa ekstrapoloinnissa jännitys jakauma selvitetään pinnalta mitattujen solmujännitysten perusteella. Tässä työssä, kuitenkin huomattiin, että globaalimallin analyyseissä rakenteessa esiintyi suuri 938 MPa huippujännitys. Tutkimalla jännityksen jakaantumista rakenteen paksuuden yli huomattiin, että jännitys on hyväksyttävällä tasolla jo alle 0.5 mm etäisyydellä pinnasta. Jännitystulosten mitauksessa voidaan pitää luetettavampana käyttää paksuuden yli lineaarisointia, jotta rasitus jakauma ja sen jännityskomponentit saadaan paremmin esille.

Analysoinnit suoritettiin myös tehollisen lovijännityksen mallilla. Tätä menetelmää voidaan pitää tarkimpana, koska sillä voidaan ottaa huomioon sekä lokaali geometria että paikallinen reunaehto, joilla molemmilla voi olla iso vaikutus paikalliseen ja väsymisen kannalta merkittävään jännitykseen.

Kestoiän määrittelyn lähtökohtana voidaan kuitenkin pitää sitä, että rakenteen todelliset kuormitukset tunnetaan. Todellisten kuormitusten selvittäminen vaatii aina mittauksia kenttäolosuhteissa. Hitsin geometrialla on myös suuri merkitys lopputuloksiin. Todellinen geometria saattaa poiketa ideaalista hyvinkin paljon, jolloin tulokset eivät vastaa todellisuutta.

Työssä tehtyjen analyysien pohjalta syntyi kaksi jatkotutkimus kohdetta, joita voidaan tulevaisuudessa tarkastella tarkemmin. Tulokset riippuvat kuormituksen tilastollisesta jakaantumisesta monitoimikourassa. Rakenteen yksittäisiä kuormitustilanteita voidaan tarkastella analyttisesti tietokonepohjaisella simuloinnilla. Monitoimikouralla tehtävän työn luonteen vaihtelu ja kuormitushistorian huomioiminen vaatii kuitenkin tulevaisuudessa kenttämittaukset rasiushistorian selvittämiseksi.

Toisena tutkimuskohteena voidaan arvioida putkipalkkien nurkkapyöritysten osuutta tuloksiin. Tässä työssä nurkkapyöritykset jouduttiin poistamaan, koska putkipalkkien liitokset olisivat osuneet putkipalkkien pyöritysalueelle, eikä yhtenäisen laskentaverkon tekeminen olisi ollut mahdollista.

Jännitysten luentaetäisyys putkipalkin reunasta on kuitenkin tätä työtä tehdessä huomioitu, niin että lukuetaisyys on putkipalkin pyöritystä tangenteeraavasti. Kenttämittauksissa käytettävät venymäliuskat tulisi myös asettaa niin, että liuska on tasaisella pinnalla, liuskan reunan tangenteeraaen putkipalkinpyöritystä.



## **LÄHTEET**

ANSYS Mechanical Application 2020 R1. Mechanical Users' Guide. Viitattu 15.5.2020

Björk T., Hautala P., Huhtala K., Kivioja S., Kleimola M., Lavi M., Martikka H., Miettinen J., Ranta A., Rinkinen J. & Salonen P. 2014 Koneenosien suunnittelu. Helsinki. Sanoma Pro Oy. ISBN 978-952-63-0798-5.

Cook R. 1995. Finite element modelling for stress analysis. USA. John Wiley & Sons, INC. ISBN 0-471-10774-3.

Dong P. 2001. A structural stress definition and numerical implementation for fatigue analysis of welded joints, International Journal of Fatigue vol. 23 p. 865-876.

Dowling N. 2007. Mechanical behaviour of Materials, Third Edition. Upper Saddle River, New Jersey, USA. Pearson Education Inc. ISBN 0-13-186312-6

Fricke W. 2010. Guideline for the fatigue assessment by notch stress analysis for welded structures. Hamburg. IIW document, XIII-2240r2-08/XV-1289r2-08.

Fricke W. 2013. IIW guideline for the assessment of weld root fatigue. Welding in the World, vol. 57, no. 6, s. 753-791

Hobbacher A. 2008. Recommendations for fatigue design of welded joints and components. Paris. International Institute of Welding.

Ikonen K. & Kantola K. 1991. Murtumismekaniikka. 2. painos. Helsinki: Otatieto Oy. ISBN 951-672-119-2

Lee H. 2017. Finite Element Simulations with ANSYS Workbench 17. SDC Publications.

Mustafa A. 2012. Fatigue Analysis of Welded Structures Using the Finite Element Method. Gothenburg Sweden. Chalmers university of technology.

Niemi E., Wolfgang F. & Maddox S. 2006. Structural Hot-Spot Stress Approach to Fatigue Analysis of Welded Components. IIW-1430-00. Singapore. Springer Nature Singapore Pte Ltd

Niemi E. 1996. Hitsattujen rakenteiden väsymistarkastelussa käytettävät jännitykset. Tampere. Metalliteollisuuden kustannus Oy. ISBN 951-817-650-7.

Niemi E. 2003. Levyrakenteiden suunnittelu. Helsinki. Teknologiatekniikka Oy. ISBN 951-817-813-5.

Radaj D., Sonsino C M. & Fricke W. 2006 Fatigue assessment of welded joints by local approaches. 2 painos. The Institute of Materials, Minerals & Mining

Salmi T. & Kuula K. 2012. Rakenteiden Mekaniikka. Tampere. Pressus Oy. ISBN 978-952-9835-85-0.

Salmi T. & Pajunen S. 2010. Lujuusoppi. Tampere. Pressus Oy. ISBN 978-952-9835-67-6.

Salmi T. & Virtanen S. 2008. Materiaalien mekaniikka. Tampere. Pressus Oy. ISBN 978-952-9835-66-9.

Zerbst U., Madia M., Vormwald M. & Beier H.Th. 2017. Fatigue strength and fracture mechanics- A general perspective. Berlin Germany. Technische Universität Darmstadt, Materials Mechanics Group.

|              |                              |
|--------------|------------------------------|
| $FAT := 100$ | Hitsatun detaljin FAT-luokka |
| $t := 5$     | Aineen paksuus               |
| $m := 3$     | S-N-käyrän kulmakerroin      |

Lineaarinen ekstrapolointi pinnan suuntaisesti

$$\sigma_{0.4t} := 307 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{1.0t} := 232 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := 1.67 \cdot \sigma_{0.4t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0t} = 357 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 43865 \quad \text{Työkiertoa}$$

Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli

$$\sigma := \begin{bmatrix} 0 & 462 \\ 0.5 & 344 \\ 1 & 225 \\ 1.5 & 191 \\ 2 & 156 \\ 2.5 & 128 \\ 3 & 100 \\ 3.5 & 59 \\ 4 & 17 \\ 4.5 & 12 \\ 5 & 7 \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} X := \sigma^{(0)} \quad y := 0, 0.125 \dots t \\ Y := \sigma^{(1)} \quad \sigma(y) := \text{linterp}(X, Y, y) \end{array}$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t} \cdot \int_0^t \sigma(y) dy = 147 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma(y) \cdot \left( \frac{t}{2} - y \right) dy \right| = 200 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 347 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 48004 \quad \text{Työkiertoa}$$

$FAT := 134$ 

Hitsatun detaljin FAT-luokka

 $t_A := 5 \quad t_B := 5$ 

Aineen paksuus

 $m := 3.6$ 

S-N-käyrän kulmakerroin

 $\delta := 6$ 

Tarkastelu etäisyys

$$\sigma_A := \begin{bmatrix} 0 & 462 \\ 0.5 & 344 \\ 1 & 225 \\ 1.5 & 191 \\ 2 & 156 \\ 2.5 & 128 \\ 3 & 100 \\ 3.5 & 59 \\ 4 & 17 \\ 4.5 & 12 \\ 5 & 7 \end{bmatrix} \quad \sigma_B := \begin{bmatrix} 0 & 170 \\ 0.5 & 164.5 \\ 1 & 158.96 \\ 1.5 & 150.83 \\ 2 & 142.7 \\ 2.5 & 133.96 \\ 3 & 125.22 \\ 3.5 & 112.66 \\ 4 & 100 \\ 4.5 & 100.8 \\ 5 & 101.55 \end{bmatrix} \quad \tau_B := \begin{bmatrix} 0 & -0.46 \\ 0.5 & -7.4 \\ 1 & -14.3 \\ 1.5 & -18.3 \\ 2 & -22.26 \\ 2.5 & -22.7 \\ 3 & -23.2 \\ 3.5 & -19.42 \\ 4 & -15.63 \\ 4.5 & -9.1 \\ 5 & -2.66 \end{bmatrix}$$

$$X_{\sigma.A} := \sigma_A^{(0)} \quad Y_{\sigma.A} := \sigma_A^{(1)}$$

$$X_{\sigma.B} := \sigma_B^{(0)} \quad Y_{\sigma.B} := \sigma_B^{(1)}$$

$$\sigma_A(y) := \text{linterp}(X_{\sigma.A}, Y_{\sigma.A}, y)$$

$$\sigma_B(y) := \text{linterp}(X_{\sigma.B}, Y_{\sigma.B}, y)$$

$$X_{\tau.B} := \tau_B^{(0)} \quad Y_{\tau.B} := \tau_B^{(1)}$$

$$\tau_B(y) := \text{linterp}(X_{\tau.B}, Y_{\tau.B}, y)$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t_A} \cdot \int_0^{t_A} \sigma_A(y) dy = 147 \text{ MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \left( \frac{6}{t_B^2} \right) \left( \int_0^{t_B} \sigma_B(y) \cdot y dy + \delta \int_0^{t_B} \tau_B(y) dy - \sigma_m \cdot \frac{t_B^2}{2} \right) \right| = 194 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 341 \text{ MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 69381$$

Työkiertoa

|              |                              |
|--------------|------------------------------|
| $FAT := 100$ | Hitsatun detaljin FAT-luokka |
| $t := 5$     | Aineen paksuus               |
| $m := 3$     | S-N-käyrän kulmakerroin      |

Lineaarinen ekstrapolointi pinnan suuntaisesti

$$\sigma_{0.4t} := 253 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{1.0t} := 192 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := 1.67 \cdot \sigma_{0.4t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0t} = 294 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 78807 \quad \text{Työkiertoa}$$

Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli

$$\sigma := \begin{bmatrix} 0 & 379.13 \\ 0.5 & 282.12 \\ 1 & 185.10 \\ 1.5 & 156.62 \\ 2 & 128.13 \\ 2.5 & 105.15 \\ 3 & 82.17 \\ 3.5 & 48.52 \\ 4 & 14.87 \\ 4.5 & 10.65 \\ 5 & 6.43 \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} X := \sigma^{(0)} \\ Y := \sigma^{(1)} \end{array} \quad \begin{array}{l} y := 0, 0.125 \dots t \\ \sigma(y) := \text{linterp}(X, Y, y) \end{array}$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t} \cdot \int_0^t \sigma(y) dy = 121 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma(y) \cdot \left( \frac{t}{2} - y \right) dy \right| = 164 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 284 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 87024 \quad \text{Työkiertoa}$$

$FAT := 134$ 

Hitsatun detaljin FAT-luokka

 $t_A := 5 \quad t_B := 5$ 

Aineen paksuus

 $m := 3.6$ 

S-N-käyrän kulmakerroin

 $\delta := 6$ 

Tarkastelu etäisyys

$$\sigma_A := \begin{bmatrix} 0 & 379.13 \\ 0.5 & 282.12 \\ 1 & 185.10 \\ 1.5 & 156.62 \\ 2 & 128.13 \\ 2.5 & 105.15 \\ 3 & 82.17 \\ 3.5 & 48.52 \\ 4 & 14.87 \\ 4.5 & 10.65 \\ 5 & 6.43 \end{bmatrix} \quad \sigma_B := \begin{bmatrix} 0 & 139.23 \\ 0.5 & 134.72 \\ 1 & 130.21 \\ 1.5 & 123.59 \\ 2 & 116.96 \\ 2.5 & 109.83 \\ 3 & 102.71 \\ 3.5 & 92.439 \\ 4 & 82.173 \\ 4.5 & 82.816 \\ 5 & 83.46 \end{bmatrix} \quad \tau_B := \begin{bmatrix} 0 & -0.3782 \\ 0.5 & -6.0667 \\ 1 & -11.755 \\ 1.5 & -15.003 \\ 2 & -18.25 \\ 2.5 & -18.641 \\ 3 & -19.031 \\ 3.5 & -15.921 \\ 4 & -12.812 \\ 4.5 & -7.5027 \\ 5 & -2.1928 \end{bmatrix}$$

$$X_{\sigma.A} := \sigma_A^{(0)} \quad Y_{\sigma.A} := \sigma_A^{(1)}$$

$$X_{\sigma.B} := \sigma_B^{(0)} \quad Y_{\sigma.B} := \sigma_B^{(1)}$$

$$\sigma_A(y) := \text{linterp}(X_{\sigma.A}, Y_{\sigma.A}, y)$$

$$\sigma_B(y) := \text{linterp}(X_{\sigma.B}, Y_{\sigma.B}, y)$$

$$X_{\tau.B} := \tau_B^{(0)} \quad Y_{\tau.B} := \tau_B^{(1)}$$

$$\tau_B(y) := \text{linterp}(X_{\tau.B}, Y_{\tau.B}, y)$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t_A} \cdot \int_0^{t_A} \sigma_A(y) dy = 121 \text{ MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \left( \frac{6}{t_B^2} \right) \left( \int_0^{t_B} \sigma_B(y) \cdot y dy + \delta \int_0^{t_B} \tau_B(y) dy - \sigma_m \cdot \frac{t_B^2}{2} \right) \right| = 160 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 281 \text{ MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 139411 \quad \text{Työkiertoa}$$

|              |                              |
|--------------|------------------------------|
| $FAT := 100$ | Hitsatun detaljin FAT-luokka |
| $t := 5$     | Aineen paksuus               |
| $m := 3$     | S-N-käyrän kulmakerroin      |

Lineaarinen ekstrapolointi pinnan suuntaisesti

$$\sigma_{0.4t} := 199 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{1.0t} := 151 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := 1.67 \cdot \sigma_{0.4t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0t} = 231 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 161917 \quad \text{Työkiertoa}$$

Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli

$$\sigma := \begin{bmatrix} 0 & 295.55 \\ 0.5 & 219.95 \\ 1 & 144.36 \\ 1.5 & 122.18 \\ 2 & 100.01 \\ 2.5 & 82.144 \\ 3 & 64.274 \\ 3.5 & 38.038 \\ 4 & 11.801 \\ 4.5 & 8.7137 \\ 5 & 5.6265 \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} X := \sigma^{(0)} \quad y := 0, 0.125 \dots t \\ Y := \sigma^{(1)} \quad \sigma(y) := \text{linterp}(X, Y, y) \end{array}$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t} \cdot \int_0^t \sigma(y) dy = 94 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma(y) \cdot \left( \frac{t}{2} - y \right) dy \right| = 127 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 222 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 183804 \quad \text{Työkiertoa}$$

$FAT := 134$ 

Hitsatun detaljin FAT-luokka

 $t_A := 5 \quad t_B := 5$ 

Aineen paksuus

 $m := 3.6$ 

S-N-käyrän kulmakerroin

 $\delta := 6$ 

Tarkastelu etäisyys

$$\sigma_A := \begin{bmatrix} 0 & 295.55 \\ 0.5 & 219.95 \\ 1 & 144.36 \\ 1.5 & 122.18 \\ 2 & 100.01 \\ 2.5 & 82.144 \\ 3 & 64.274 \\ 3.5 & 38.038 \\ 4 & 11.801 \\ 4.5 & 8.7137 \\ 5 & 5.6265 \end{bmatrix} \quad \sigma_B := \begin{bmatrix} 0 & 108.41 \\ 0.5 & 104.94 \\ 1 & 101.47 \\ 1.5 & 96.342 \\ 2 & 91.217 \\ 2.5 & 85.703 \\ 3 & 80.19 \\ 3.5 & 72.221 \\ 4 & 64.254 \\ 4.5 & 64.811 \\ 5 & 65.369 \end{bmatrix} \quad \tau_B := \begin{bmatrix} 0 & -0.29456 \\ 0.5 & -4.7302 \\ 1 & -9.1659 \\ 1.5 & -11.699 \\ 2 & -14.233 \\ 2.5 & -14.537 \\ 3 & -14.842 \\ 3.5 & -12.416 \\ 4 & -9.9895 \\ 4.5 & -5.8561 \\ 5 & -1.7222 \end{bmatrix}$$

$$X_{\sigma,A} := \sigma_A^{(0)} \quad Y_{\sigma,A} := \sigma_A^{(1)}$$

$$X_{\sigma,B} := \sigma_B^{(0)} \quad Y_{\sigma,B} := \sigma_B^{(1)}$$

$$\sigma_A(y) := \text{linterp}(X_{\sigma,A}, Y_{\sigma,A}, y)$$

$$\sigma_B(y) := \text{linterp}(X_{\sigma,B}, Y_{\sigma,B}, y)$$

$$X_{\tau,B} := \tau_B^{(0)} \quad Y_{\tau,B} := \tau_B^{(1)}$$

$$\tau_B(y) := \text{linterp}(X_{\tau,B}, Y_{\tau,B}, y)$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t_A} \cdot \int_0^{t_A} \sigma_A(y) dy = 94 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \left( \frac{6}{t_B^2} \right) \left( \int_0^{t_B} \sigma_B(y) \cdot y dy + \delta \int_0^{t_B} \tau_B(y) dy - \sigma_m \cdot \frac{t_B^2}{2} \right) \right| = 125 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 219 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 339966 \quad \text{Tvökiertoa}$$

Väsymistarkastelut, Hot-Spot menetelmällä, kuormitus 15000N



|              |                              |
|--------------|------------------------------|
| $FAT := 100$ | Hitsatun detaljin FAT-luokka |
| $t := 5$     | Aineen paksuus               |
| $m := 3$     | S-N-käyrän kulmakerroin      |

Lineaarinen ekstrapolointi pinnan suuntaisesti

$$\sigma_{0.4t} := 144 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{1.0t} := 110 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := 1.67 \cdot \sigma_{0.4t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0t} = 167 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 431120 \quad \text{Työkiertoa}$$

Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli

$$\sigma := \begin{bmatrix} 0 & 211.98 \\ 0.5 & 157.79 \\ 1 & 103.61 \\ 1.5 & 87.752 \\ 2 & 71.893 \\ 2.5 & 59.134 \\ 3 & 46.376 \\ 3.5 & 27.553 \\ 4 & 8.7291 \\ 4.5 & 6.7696 \\ 5 & 4.8101 \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} X := \sigma^{(0)} \\ Y := \sigma^{(1)} \end{array} \quad \begin{array}{l} y := 0, 0.125 \dots t \\ \sigma(y) := \text{linterp}(X, Y, y) \end{array}$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t} \cdot \int_0^t \sigma(y) dy = 68 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma(y) \cdot \left( \frac{t}{2} - y \right) dy \right| = 91 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 159 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 498655 \quad \text{Työkiertoa}$$

$FAT := 134$ 

Hitsatun detaljin FAT-luokka

 $t_A := 5 \quad t_B := 5$ 

Aineen paksuus

 $m := 3.6$ 

S-N-käyrän kulmakerroin

 $\delta := 6$ 

Tarkastelu etäisyys

$$\sigma_A := \begin{bmatrix} 0 & 211.98 \\ 0.5 & 157.79 \\ 1 & 103.61 \\ 1.5 & 87.752 \\ 2 & 71.893 \\ 2.5 & 59.134 \\ 3 & 46.376 \\ 3.5 & 27.553 \\ 4 & 8.7291 \\ 4.5 & 6.7696 \\ 5 & 4.8101 \end{bmatrix} \quad \sigma_B := \begin{bmatrix} 0 & 77.59 \\ 0.5 & 75.156 \\ 1 & 72.721 \\ 1.5 & 69.098 \\ 2 & 65.475 \\ 2.5 & 61.574 \\ 3 & 57.674 \\ 3.5 & 52.004 \\ 4 & 46.335 \\ 4.5 & 46.806 \\ 5 & 47.278 \end{bmatrix} \quad \tau_B := \begin{bmatrix} 0 & -0.21092 \\ 0.5 & -3.3938 \\ 1 & -6.5766 \\ 1.5 & -8.3958 \\ 2 & -10.215 \\ 2.5 & -10.434 \\ 3 & -10.654 \\ 3.5 & -8.9103 \\ 4 & -7.1667 \\ 4.5 & -4.2103 \\ 5 & -1.2536 \end{bmatrix}$$

$$X_{\sigma,A} := \sigma_A^{(0)} \quad Y_{\sigma,A} := \sigma_A^{(1)} \quad X_{\sigma,B} := \sigma_B^{(0)} \quad Y_{\sigma,B} := \sigma_B^{(1)}$$

$$\sigma_A(y) := \text{linterp}(X_{\sigma,A}, Y_{\sigma,A}, y) \quad \sigma_B(y) := \text{linterp}(X_{\sigma,B}, Y_{\sigma,B}, y)$$

$$X_{\tau,B} := \tau_B^{(0)} \quad Y_{\tau,B} := \tau_B^{(1)} \quad \tau_B(y) := \text{linterp}(X_{\tau,B}, Y_{\tau,B}, y)$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t_A} \cdot \int_0^{t_A} \sigma_A(y) dy = 68 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \left( \frac{6}{t_B^2} \right) \left( \int_0^{t_B} \sigma_B(y) \cdot y dy + \delta \int_0^{t_B} \tau_B(y) dy - \sigma_m \cdot \frac{t_B^2}{2} \right) \right| = 90 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 158 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 1114699 \quad \text{Työkiertoa}$$

|              |                              |
|--------------|------------------------------|
| $FAT := 100$ | Hitsatun detaljin FAT-luokka |
| $t := 5$     | Aineen paksuus               |
| $m := 3$     | S-N-käyrän kulmakerroin      |

Lineaarinen ekstrapolointi pinnan suuntaisesti

$$\sigma_{0.4t} := 87 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{1.0t} := 66 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := 1.67 \cdot \sigma_{0.4t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0t} = 101 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 1937150 \quad \text{Työkiertoa}$$

Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli

$$\sigma := \begin{bmatrix} 0 & 128.39 \\ 0.5 & 95.624 \\ 1 & 62.858 \\ 1.5 & 53.313 \\ 2 & 43.767 \\ 2.5 & 36.121 \\ 3 & 28.475 \\ 3.5 & 17.066 \\ 4 & 5.6561 \\ 4.5 & 4.8275 \\ 5 & 3.999 \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} X := \sigma^{(0)} \quad y := 0, 0.125 \dots t \\ Y := \sigma^{(1)} \quad \sigma(y) := \text{linterp}(X, Y, y) \end{array}$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t} \cdot \int_0^t \sigma(y) dy = 41 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma(y) \cdot \left( \frac{t}{2} - y \right) dy \right| = 55 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 96 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 2249308 \quad \text{Työkiertoa}$$

$FAT := 134$ 

Hitsatun detaljin FAT-luokka

 $t_A := 5 \quad t_B := 5$ 

Aineen paksuus

 $m := 3.6$ 

S-N-käyrän kulmakerroin

 $\delta := 6$ 

Tarkastelu etäisyys

$$\sigma_A := \begin{bmatrix} 0 & 128.39 \\ 0.5 & 95.624 \\ 1 & 62.858 \\ 1.5 & 53.313 \\ 2 & 43.767 \\ 2.5 & 36.121 \\ 3 & 28.475 \\ 3.5 & 17.066 \\ 4 & 5.6561 \\ 4.5 & 4.8275 \\ 5 & 3.999 \end{bmatrix} \quad \sigma_B := \begin{bmatrix} 0 & 46.765 \\ 0.5 & 45.368 \\ 1 & 43.971 \\ 1.5 & 41.85 \\ 2 & 39.729 \\ 2.5 & 37.442 \\ 3 & 35.154 \\ 3.5 & 31.784 \\ 4 & 28.414 \\ 4.5 & 28.799 \\ 5 & 29.184 \end{bmatrix} \quad \tau_B := \begin{bmatrix} 0 & -0.12726 \\ 0.5 & -2.0571 \\ 1 & -3.9869 \\ 1.5 & -5.0918 \\ 2 & -6.1968 \\ 2.5 & -6.3307 \\ 3 & -6.4647 \\ 3.5 & -5.4042 \\ 4 & -4.3437 \\ 4.5 & -2.5639 \\ 5 & -0.78393 \end{bmatrix}$$

$$X_{\sigma.A} := \sigma_A^{(0)} \quad Y_{\sigma.A} := \sigma_A^{(1)} \quad X_{\sigma.B} := \sigma_B^{(0)} \quad Y_{\sigma.B} := \sigma_B^{(1)}$$

$$\sigma_A(y) := \text{linterp}(X_{\sigma.A}, Y_{\sigma.A}, y) \quad \sigma_B(y) := \text{linterp}(X_{\sigma.B}, Y_{\sigma.B}, y)$$

$$X_{\tau.B} := \tau_B^{(0)} \quad Y_{\tau.B} := \tau_B^{(1)} \quad \tau_B(y) := \text{linterp}(X_{\tau.B}, Y_{\tau.B}, y)$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t_A} \cdot \int_0^{t_A} \sigma_A(y) dy = 41 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \left( \frac{6}{t_B^2} \right) \left( \int_0^{t_B} \sigma_B(y) \cdot y dy + \delta \int_0^{t_B} \tau_B(y) dy - \sigma_m \cdot \frac{t_B^2}{2} \right) \right| = 55 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 96 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 6638788 \quad \text{Työkiertoa}$$

|              |                              |
|--------------|------------------------------|
| $FAT := 100$ | Hitsatun detaljin FAT-luokka |
| $t := 5$     | Aineen paksuus               |
| $m := 3$     | S-N-käyrän kulmakerroin      |

Lineaarinen ekstrapolointi pinnan suuntaisesti

$$\sigma_{0.4t} := 60 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{1.0t} := 46 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := 1.67 \cdot \sigma_{0.4t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0t} = 69 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 5988625 \quad \text{Työkiertoa}$$

Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli

$$\sigma := \begin{bmatrix} 0 & 86.597 \\ 0.5 & 64.54 \\ 1 & 42.483 \\ 1.5 & 36.094 \\ 2 & 29.705 \\ 2.5 & 24.615 \\ 3 & 19.526 \\ 3.5 & 11.823 \\ 4 & 4.1198 \\ 4.5 & 3.8562 \\ 5 & 3.5926 \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} X := \sigma^{(0)} \\ Y := \sigma^{(1)} \end{array} \quad \begin{array}{l} y := 0, 0.125 \dots t \\ \sigma(y) := \text{linterp}(X, Y, y) \end{array}$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t} \cdot \int_0^t \sigma(y) dy = 28 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma(y) \cdot \left( \frac{t}{2} - y \right) dy \right| = 37 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 65 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 7350573 \quad \text{Työkiertoa}$$

$FAT := 134$ 

Hitsatun detaljin FAT-luokka

 $t_A := 5 \quad t_B := 5$ 

Aineen paksuus

 $m := 3.6$ 

S-N-käyrän kulmakerroin

 $\delta := 6$ 

Tarkastelu etäisyys

$$\sigma_A := \begin{bmatrix} 0 & 86.597 \\ 0.5 & 64.54 \\ 1 & 42.483 \\ 1.5 & 36.094 \\ 2 & 29.705 \\ 2.5 & 24.615 \\ 3 & 19.526 \\ 3.5 & 11.823 \\ 4 & 4.1198 \\ 4.5 & 3.8562 \\ 5 & 3.5926 \end{bmatrix} \quad \sigma_B := \begin{bmatrix} 0 & 31.353 \\ 0.5 & 30.475 \\ 1 & 29.597 \\ 1.5 & 28.227 \\ 2 & 26.856 \\ 2.5 & 25.376 \\ 3 & 23.895 \\ 3.5 & 21.674 \\ 4 & 19.454 \\ 4.5 & 19.796 \\ 5 & 20.138 \end{bmatrix} \quad \tau_B := \begin{bmatrix} 0 & -8.5432 \cdot 10^{-2} \\ 0.5 & -1.3888 \\ 1 & -2.6921 \\ 1.5 & -3.4399 \\ 2 & -4.1877 \\ 2.5 & -4.2789 \\ 3 & -4.3701 \\ 3.5 & -3.6511 \\ 4 & -2.9321 \\ 4.5 & -1.7409 \\ 5 & -0.54951 \end{bmatrix}$$

$$X_{\sigma,A} := \sigma_A^{(0)} \quad Y_{\sigma,A} := \sigma_A^{(1)} \quad X_{\sigma,B} := \sigma_B^{(0)} \quad Y_{\sigma,B} := \sigma_B^{(1)}$$

$$\sigma_A(y) := \text{linterp}(X_{\sigma,A}, Y_{\sigma,A}, y) \quad \sigma_B(y) := \text{linterp}(X_{\sigma,B}, Y_{\sigma,B}, y)$$

$$X_{\tau,B} := \tau_B^{(0)} \quad Y_{\tau,B} := \tau_B^{(1)} \quad \tau_B(y) := \text{linterp}(X_{\tau,B}, Y_{\tau,B}, y)$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t_A} \cdot \int_0^{t_A} \sigma_A(y) dy = 28 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \left( \frac{6}{t_B^2} \right) \left( \int_0^{t_B} \sigma_B(y) \cdot y dy + \delta \int_0^{t_B} \tau_B(y) dy - \sigma_m \cdot \frac{t_B^2}{2} \right) \right| = 37 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 65 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 26725022 \quad \text{Työkiertoa}$$

|              |                              |
|--------------|------------------------------|
| $FAT := 100$ | Hitsatun detaljin FAT-luokka |
| $t := 5$     | Aineen paksuus               |
| $m := 3$     | S-N-käyrän kulmakerroin      |

Lineaarinen ekstrapolointi pinnan suuntaisesti

$$\sigma_{0.4t} := 31 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{1.0t} := 24 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := 1.67 \cdot \sigma_{0.4t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0t} = 36 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 43993686 \quad \text{Työkiertoa}$$

Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli

$$\sigma := \begin{bmatrix} 0 & 44.802 \\ 0.5 & 33.454 \\ 1 & 22.106 \\ 1.5 & 18.874 \\ 2 & 15.642 \\ 2.5 & 13.109 \\ 3 & 10.575 \\ 3.5 & 6.5794 \\ 4 & 2.5837 \\ 4.5 & 2.8845 \\ 5 & 3.1854 \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} X := \sigma^{(0)} \quad y := 0, 0.125 \dots t \\ Y := \sigma^{(1)} \quad \sigma(y) := \text{linterp}(X, Y, y) \end{array}$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t} \cdot \int_0^t \sigma(y) dy = 15 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma(y) \cdot \left( \frac{t}{2} - y \right) dy \right| = 18 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 33 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 53501227 \quad \text{Työkiertoa}$$

$FAT := 134$ 

Hitsatun detaljin FAT-luokka

 $t_A := 5 \quad t_B := 5$ 

Aineen paksuus

 $m := 3.6$ 

S-N-käyrän kulmakerroin

 $\delta := 6$ 

Tarkastelu etäisyys

$$\sigma_A := \begin{bmatrix} 0 & 44.802 \\ 0.5 & 33.454 \\ 1 & 22.106 \\ 1.5 & 18.874 \\ 2 & 15.642 \\ 2.5 & 13.109 \\ 3 & 10.575 \\ 3.5 & 6.5794 \\ 4 & 2.5837 \\ 4.5 & 2.8845 \\ 5 & 3.1854 \end{bmatrix} \quad \sigma_B := \begin{bmatrix} 0 & 15.94 \\ 0.5 & 15.581 \\ 1 & 15.221 \\ 1.5 & 14.602 \\ 2 & 13.983 \\ 2.5 & 13.309 \\ 3 & 12.635 \\ 3.5 & 11.564 \\ 4 & 10.493 \\ 4.5 & 10.792 \\ 5 & 11.091 \end{bmatrix} \quad \tau_B := \begin{bmatrix} 0 & -4.3604 \cdot 10^{-2} \\ 0.5 & -0.72041 \\ 1 & -1.3972 \\ 1.5 & -1.7879 \\ 2 & -2.1786 \\ 2.5 & -2.2271 \\ 3 & -2.2756 \\ 3.5 & -1.8981 \\ 4 & -1.5206 \\ 4.5 & -0.91783 \\ 5 & -0.315 \end{bmatrix}$$

$$X_{\sigma,A} := \sigma_A^{(0)} \quad Y_{\sigma,A} := \sigma_A^{(1)}$$

$$X_{\sigma,B} := \sigma_B^{(0)} \quad Y_{\sigma,B} := \sigma_B^{(1)}$$

$$\sigma_A(y) := \text{linterp}(X_{\sigma,A}, Y_{\sigma,A}, y)$$

$$\sigma_B(y) := \text{linterp}(X_{\sigma,B}, Y_{\sigma,B}, y)$$

$$X_{\tau,B} := \tau_B^{(0)} \quad Y_{\tau,B} := \tau_B^{(1)}$$

$$\tau_B(y) := \text{linterp}(X_{\tau,B}, Y_{\tau,B}, y)$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t_A} \cdot \int_0^{t_A} \sigma_A(y) dy = 15 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \left( \frac{6}{t_B^2} \right) \left( \int_0^{t_B} \sigma_B(y) \cdot y dy + \delta \int_0^{t_B} \tau_B(y) dy - \sigma_m \cdot \frac{t_B^2}{2} \right) \right| = 19 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 34 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 267000520 \quad \text{Työkiertoa}$$



|              |                              |
|--------------|------------------------------|
| $FAT := 100$ | Hitsatun detaljin FAT-luokka |
| $t := 5$     | Aineen paksuus               |
| $m := 3$     | S-N-käyrän kulmakerroin      |

Lineaarinen ekstrapolointi pinnan suuntaisesti

|  |     |
|--|-----|
| $\sigma_{0.4t} := 3.1$   | MPa |
| $\sigma_{1.0t} := 2.2$   | MPa |
| $\sigma_{hs} := 1.67 \cdot \sigma_{0.4t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0t} = 4$ | MPa |

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 39388447149 \quad \text{Työkiertoa}$$

Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli

$$\sigma := \begin{bmatrix} 0 & 3.0056 \\ 0.5 & 2.3674 \\ 1 & 1.7292 \\ 1.5 & 1.6542 \\ 2 & 1.5792 \\ 2.5 & 1.6018 \\ 3 & 1.6244 \\ 3.5 & 1.336 \\ 4 & 1.0476 \\ 4.5 & 1.9135 \\ 5 & 2.7794 \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} X := \sigma^{(0)} \quad y := 0, 0.125 \dots t \\ Y := \sigma^{(1)} \quad \sigma(y) := \text{linterp}(X, Y, y) \end{array}$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t} \cdot \int_0^t \sigma(y) dy = 2 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma(y) \cdot \left( \frac{t}{2} - y \right) dy \right| = 3 \cdot 10^{-1} \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 2 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 224392671474 \quad \text{Työkiertoa}$$

$FAT := 134$ 

Hitsatun detaljin FAT-luokka

 $t_A := 5 \quad t_B := 5$ 

Aineen paksuus

 $m := 3.6$ 

S-N-käyrän kulmakerroin

 $\delta := 6$ 

Tarkastelu etäisyys

$$\sigma_A := \begin{bmatrix} 0 & 3.0056 \\ 0.5 & 2.3674 \\ 1 & 1.7292 \\ 1.5 & 1.6542 \\ 2 & 1.5792 \\ 2.5 & 1.6018 \\ 3 & 1.6244 \\ 3.5 & 1.336 \\ 4 & 1.0476 \\ 4.5 & 1.9135 \\ 5 & 2.7794 \end{bmatrix} \quad \sigma_B := \begin{bmatrix} 0 & 0.52648 \\ 0.5 & 0.68609 \\ 1 & 0.84569 \\ 1.5 & 0.97771 \\ 2 & 1.1097 \\ 2.5 & 1.2425 \\ 3 & 1.3753 \\ 3.5 & 1.4538 \\ 4 & 1.5322 \\ 4.5 & 1.7877 \\ 5 & 2.0433 \end{bmatrix} \quad \tau_B := \begin{bmatrix} 0 & -1.7705 \cdot 10^{-3} \\ 0.5 & -5.2001 \cdot 10^{-2} \\ 1 & -0.10223 \\ 1.5 & -0.13577 \\ 2 & -0.16931 \\ 2.5 & -0.17503 \\ 3 & -0.18075 \\ 3.5 & -0.14482 \\ 4 & -0.10889 \\ 4.5 & -9.4557 \cdot 10^{-2} \\ 5 & -8.0222 \cdot 10^{-2} \end{bmatrix}$$

$$X_{\sigma,A} := \sigma_A^{(0)} \quad Y_{\sigma,A} := \sigma_A^{(1)}$$

$$X_{\sigma,B} := \sigma_B^{(0)} \quad Y_{\sigma,B} := \sigma_B^{(1)}$$

$$\sigma_A(y) := \text{linterp}(X_{\sigma,A}, Y_{\sigma,A}, y)$$

$$\sigma_B(y) := \text{linterp}(X_{\sigma,B}, Y_{\sigma,B}, y)$$

$$X_{\tau,B} := \tau_B^{(0)} \quad Y_{\tau,B} := \tau_B^{(1)}$$

$$\tau_B(y) := \text{linterp}(X_{\tau,B}, Y_{\tau,B}, y)$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t_A} \cdot \int_0^{t_A} \sigma_A(y) dy = 2 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \left( \frac{6}{t_B^2} \right) \left( \int_0^{t_B} \sigma_B(y) \cdot y dy + \delta \int_0^{t_B} \tau_B(y) dy - \sigma_m \cdot \frac{t_B^2}{2} \right) \right| = 2 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 4 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 900392961255 \quad \text{Työkiertoa}$$

Väsymistarkastelut, Hot-Spot menetelmällä, kuormitus 39270 N  
Sylinterin vaakaputki

Liite IX,1

|              |                              |
|--------------|------------------------------|
| $FAT := 100$ | Hitsatun detaljin FAT-luokka |
| $t := 5$     | Aineen paksuus               |
| $m := 3$     | S-N-käyrän kulmakerroin      |

Lineaarinen ekstrapolointi pinnan suuntaisesti

$$\sigma_{0.4t} := 128 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{1.0t} := 41 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := 1.67 \cdot \sigma_{0.4t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0t} = 186 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 309358 \quad \text{Työkiertoa}$$

Lineaarinen ekstrapolointi paksuuden yli

$$\sigma := \begin{bmatrix} 0 & 317.84 \\ 0.5 & 203.81 \\ 1 & 89.78 \\ 1.5 & 80.719 \\ 2 & 71.658 \\ 2.5 & 59.054 \\ 3 & 46.45 \\ 3.5 & 40.417 \\ 4 & 34.383 \\ 4.5 & 30.429 \\ 5 & 26.476 \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} X := \sigma^{(0)} \quad y := 0, 0.125 \dots t \\ Y := \sigma^{(1)} \quad \sigma(y) := \text{linterp}(X, Y, y) \end{array}$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t} \cdot \int_0^t \sigma(y) dy = 83 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma(y) \cdot \left( \frac{t}{2} - y \right) dy \right| = 99 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 182 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 333917 \quad \text{Työkiertoa}$$

Dong:in menetelmä

Liite IX,2

$FAT := 134$

Hitsatun detaljin FAT-luokka

$t_A := 5$     $t_B := 5$

Aineen paksuus

$m := 3.6$

S-N-käyrän kulmakerroin

$\delta := 6$

Tarkastelu etäisyys

$$\sigma_A := \begin{bmatrix} 0 & 317.84 \\ 0.5 & 203.81 \\ 1 & 89.78 \\ 1.5 & 80.719 \\ 2 & 71.658 \\ 2.5 & 59.054 \\ 3 & 46.45 \\ 3.5 & 40.417 \\ 4 & 34.383 \\ 4.5 & 30.429 \\ 5 & 26.476 \end{bmatrix} \quad \sigma_B := \begin{bmatrix} 0 & 26 \\ 0.5 & 27.9 \\ 1 & 29.8 \\ 1.5 & 29.9 \\ 2 & 30 \\ 2.5 & 30.1 \\ 3 & 30.25 \\ 3.5 & 23.16 \\ 4 & 16 \\ 4.5 & 53.9 \\ 5 & 91.84 \end{bmatrix} \quad \tau_B := \begin{bmatrix} 0 & 0.95 \\ 0.5 & 3.577 \\ 1 & 6.19 \\ 1.5 & 6.6 \\ 2 & 7.0 \\ 2.5 & 6.63 \\ 3 & 6.2499 \\ 3.5 & 5.88 \\ 4 & 5.5 \\ 4.5 & 9.5 \\ 5 & 13.5 \end{bmatrix}$$

$$X_{\sigma.A} := \sigma_A^{(0)} \quad Y_{\sigma.A} := \sigma_A^{(1)} \quad X_{\sigma.B} := \sigma_B^{(0)} \quad Y_{\sigma.B} := \sigma_B^{(1)}$$

$$\sigma_A(y) := \text{linterp}(X_{\sigma.A}, Y_{\sigma.A}, y) \quad \sigma_B(y) := \text{linterp}(X_{\sigma.B}, Y_{\sigma.B}, y)$$

$$X_{\tau.B} := \tau_B^{(0)} \quad Y_{\tau.B} := \tau_B^{(1)} \quad \tau_B(y) := \text{linterp}(X_{\tau.B}, Y_{\tau.B}, y)$$

$$\sigma_m := \frac{1}{t_A} \cdot \int_0^{t_A} \sigma_A(y) dy = 83 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_b := \left| \left( \frac{6}{t_B^2} \right) \left( \int_0^{t_B} \sigma_B(y) \cdot y dy + \delta \int_0^{t_B} \tau_B(y) dy - \sigma_m \cdot \frac{t_B^2}{2} \right) \right| = 91 \quad \text{MPa}$$

$$\sigma_{hs} := \sigma_m + \sigma_b = 174 \quad \text{MPa}$$

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{hs}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 780130 \quad \text{Työkiertoa}$$

Väsymistarkastelut, Tehollisen loviännityksen menetelmällä 30000 N

$$FAT := 200$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka von-Mises

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 505$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 124236$$

Työkiertoa

$$FAT := 225$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka maksimipääjännitys

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 568$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 124318$$

Työkiertoa

Väsymistarkastelut, Tehollisen loviännityksen menetelmällä 25000 N

$$FAT := 200$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka von-Mises

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 433$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 197086$$

Työkiertoa

$$FAT := 225$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka maksimipääjännitys

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 495$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 187829$$

Työkiertoa

Väsymistarkastelut, Tehollisen loviännityksen menetelmällä 20000 N

$$FAT := 200$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka von-Mises

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 362$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 337283$$

Työkiertoa

$$FAT := 225$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka maksimipääjännitys

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 421$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 305303$$

Työkiertoa

Väsymistarkastelut, Tehollisen loviännityksen menetelmällä 15000 N

$$FAT := 200$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka von-Mises

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 260$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 910332$$

Työkiertoa

$$FAT := 225$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka maksimipääjännitys

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 303$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 818935$$

Työkiertoa



Väsymistarkastelut, Tehollisen loviännityksen menetelmällä 10000 N

$$FAT := 200$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka von-Mises

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 166$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 3497806$$

Työkiertoa

$$FAT := 225$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka maksimipääjännitys

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 188$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 3428499$$

Työkiertoa

Väsymistarkastelut, Tehollisen lovijännityksen menetelmällä 7500 N

$$FAT := 200$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka von-Mises

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 107$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 13060766$$

Työkiertoa

$$FAT := 225$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka maksimipääjännitys

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 125$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 11664000$$

Työkiertoa

Väsymistarkastelut, Tehollisen loviännityksen menetelmällä 5000 N

$$FAT := 200$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka von-Mises

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 53$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 107471268$$

Työkiertoa

$$FAT := 225$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka maksimipääjännitys

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 58$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 116759861$$

Työkiertoa

Väsymistarkastelut, Tehollisen loviännityksen menetelmällä 2500 N

$FAT := 200$  Hitsatun detaljin FAT-luokka von-Mises

$m := 3$  S-N-käyrän kulmakerroin

$\sigma_{nl.eff} := 7$  MPa

$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 46647230321$  Työkiertoa

$FAT := 225$  Hitsatun detaljin FAT-luokka maksimipääjännitys

$m := 3$  S-N-käyrän kulmakerroin

$\sigma_{nl.eff} := 8$  MPa

$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 44494628906$  Työkiertoa

Väsymistarkastelut, Tehollisen lovijännityksen menetelmällä 39270 N sylinterin vaakaputki

$$FAT := 200$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka von-Mises

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 349$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 376395$$

Työkiertoa

$$FAT := 225$$

Hitsatun detaljin FAT-luokka maksimipääjännitys

$$m := 3$$

S-N-käyrän kulmakerroin

$$\sigma_{nl.eff} := 379$$

MPa

$$NF := \left( \frac{FAT}{\sigma_{nl.eff}} \right)^m \cdot 2 \cdot 10^6 = 418466$$

Työkiertoa

Hitsin rajaviivan jännitykset pohjalevyn paksuuden yli erisuuruuksilla kuormituksilla.

